

Aline Jorge Mendonça

**CONTRIBUIÇÃO À DETERMINAÇÃO DAS REATÂNCIAS NÃO  
SATURADAS DE MÁQUINAS SÍNCRONAS DE POLOS LISOS  
LAMINADOS**

Dissertação submetida ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da Universidade Federal de Santa Catarina para a obtenção do Grau de Mestre em Engenharia Elétrica.

Orientador: Prof. Dr. Jean V. Leite

Co-orientador: Prof. Dr. João P. A. Bastos

Florianópolis  
2013

Ficha de identificação da obra elaborada pelo autor,  
através do Programa de Geração Automática da Biblioteca Universitária da UFSC.

Mendonça, Aline Jorge

Contribuição à determinação das reatâncias não saturadas de máquinas síncronas de polos lisos laminados / Aline Jorge Mendonça ; orientador, Jean Vianei Leite ; co-orientador, João Pedro Assumpção Bastos. - Florianópolis, SC, 2013.

102 p.

Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Santa Catarina, Centro Tecnológico. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica.

Inclui referências

1. Engenharia Elétrica. 2. Geração de Energia. 3. Geradores Síncronos. 4. Cálculo de Reatâncias. I. Leite, Jean Vianei. II. Bastos, João Pedro Assumpção. III. Universidade Federal de Santa Catarina. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica. IV. Título.

Aline Jorge Mendonça

**CONTRIBUIÇÃO À DETERMINAÇÃO DAS REATÂNCIAS NÃO  
SATURADAS DE MÁQUINAS SÍNCRONAS DE POLOS LISOS  
LAMINADOS**

Esta Dissertação foi julgada adequada para obtenção do Título de Mestre em Engenharia Elétrica e, aprovada em sua forma final pelo Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da Universidade Federal de Santa Catarina.

Florianópolis, 09 de agosto de 2013.

---

Prof. Patrick Kuo-Peng, Dr.

Coordenador do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica

**Banca Examinadora:**

---

Prof. Jean V. Leite, Dr.

Orientador

Universidade Federal de Santa Catarina

---

Prof. Mauricio Valencia Ferreira da Luz, Dr.

Universidade Federal de Santa Catarina

---

Prof. Nelson Jhoe Batistela, Dr.

Universidade Federal de Santa Catarina

---

Claudenei Simão, Dr.

Eletrosul

---

Carlos Ogawa, Me.

WEG Equipamentos Elétricos S.A. - Energia



À minha família.

Ao meu amor.



## **AGRADECIMENTOS**

À minha família, em especial meus pais, Maria de Fátima e Antonio, pelo amor, apoio e compreensão.

Ao meu namorado Diego, pela compreensão e incentivo incondicional.

Aos professores Jean V. Leite e João P. A. Bastos pela orientação e contribuições nesse trabalho.

Aos meus colegas das áreas de ensaios Walter, Ricardo, Marcelo, Daniel e Paulo Cesar pela ajuda na realização dos ensaios.

Aos meus colegas de trabalho Elissa, Ogawa, Sartori, Guilherme, Taniel, Paulo, Henrique, James, Pradebom, Gabriel e Simone pela amizade, sugestões, críticas e contribuições na realização desse trabalho.

À WEG Equipamentos Elétricos S.A., pela oportunidade, pela disponibilização das máquinas para as análises e pela disponibilização do laboratório para a realização dos ensaios.

À todos que de alguma forma contribuíram para a realização desse trabalho.





*O homem progride, estranhamente,  
somente perante a um ambiente desafiador.*

L. Ron Hubbard



## RESUMO

Apresenta-se nessa dissertação um estudo das reatâncias não saturadas de máquinas síncronas de polos lisos laminados, considerando-se duas configurações diferentes de rotores. Em uma primeira configuração o enrolamento amortecedor é distribuído simetricamente ao longo de toda a periferia do rotor, enquanto que na segunda o enrolamento amortecedor é distribuído somente sobre os polos do rotor. O objetivo principal desse estudo é determinar as reatâncias não saturadas dessas duas configurações de máquinas síncronas de polos lisos a partir de cálculos analíticos que consideram a geometria e dados de bobinagem da máquina em questão. A fabricação de dois geradores, considerando ambas configurações, e os ensaios realizados nos mesmos, foram utilizados na análise e validação dos cálculos analíticos.

**Palavras-chave:** geradores síncronos, cálculo de reatâncias, geração de energia.



## ABSTRACT

This dissertation presents an unsaturated reactance investigation for non salient poles synchronous machines, considering two different configurations of laminated cylindrical rotors. In the first configuration the damper winding is distributed symmetrically along the entire periphery of the rotor, while in the second one the damper winding is distributed only on the poles of the rotor. The main objective of this study is to determine the unsaturated reactances of both configurations of non salient poles synchronous machines by means of analytical calculations that take into account the geometry and windings of the machine. The manufacture of two generators, considering both settings, and the tests performed were essential for analysis and validation of analytical calculations.

**Keywords:** synchronous generators, reactance calculation, power generation.



## LISTA DE FIGURAS

Figura 1 - Máquina síncrona de polos lisos convencional com o enrolamento amortecedor distribuído ao longo de toda periferia do rotor.	31
Figura 2 - Máquina síncrona de polos lisos com o enrolamento amortecedor distribuído somente sobre os polos do rotor.	32
Figura 3 - Máquina síncrona de polos lisos laminados.	35
Figura 4 - Estator de uma máquina síncrona.	36
Figura 5 - Rotor de uma máquina síncrona de polos lisos laminados.	37
Figura 6 - Passos das ranhuras, do estator e do campo.	39
Figura 7 - Indutância de reação da armadura.	46
Figura 8 - Indutâncias de dispersão do estator.	48
Figura 9 - Indutância de dispersão da cabeça de bobina do estator.	48
Figura 10 - Fluxo de dispersão do entreferro do enrolamento do estator.	49
Figura 11 - Fatores de dispersão do entreferro de um enrolamento trifásico.	50
Figura 12 - Fluxo de dispersão na ranhura do estator.	51
Figura 13 - Ranhura do estator.	52
Figura 14 - Fluxo disperso no topo dos dentes do estator.	53
Figura 15 - Cabeça de bobina do estator.	55
Figura 16 - Fluxo de dispersão na cabeça de bobina do estator.	56
Figura 17 - Indutâncias de dispersão do enrolamento do campo.	57
Figura 18 - Indutância de dispersão da cabeça de bobina do enrolamento do campo.	57
Figura 19 - Fluxo de dispersão do entreferro do enrolamento do campo.	58
Figura 20 - Indutância de dispersão da ranhura do enrolamento do campo.	60
Figura 21 - Ranhura do enrolamento do campo.	60
Figura 22 - Indutância de dispersão do topo do dente do enrolamento do campo.	61
Figura 23 - Indutância de dispersão da cabeça de bobina do campo.	62
Figura 24 - Indutâncias de dispersão do enrolamento amortecedor.	64
Figura 25 - Indutância de dispersão do anel de curto-circuito.	64
Figura 26 - Fluxo de dispersão do entreferro do enrolamento amortecedor.	66
Figura 27 - Indutância de dispersão da ranhura do enrolamento amortecedor.	67
Figura 28 - Ranhura do enrolamento amortecedor.	67
Figura 29 - Indutância de dispersão do topo do dente do enrolamento amortecedor.	68

Figura 30 - Circulação de corrente no enrolamento amortecedor.....	69
Figura 31 - Circuito equivalente da reatância síncrona de eixo direto.....	74
Figura 32 - Circuito equivalente da reatância transitória de eixo direto. .	75
Figura 33 - Circuito equivalente da reatância subtransitória de eixo direto. .....	75
Figura 34 - Circuito equivalente da reatância síncrona de eixo em quadratura.....	76
Figura 35 - Circuito equivalente da reatância transitória de eixo em quadratura.....	77
Figura 36 - Circuito equivalente da reatância subtransitória de eixo em quadratura.....	77
Figura 37 - Curvas de saturação a vazio e linha do entreferro. ....	80
Figura 38 - Curvas de curto-circuito trifásico permanente. ....	80
Figura 39 - Esquema de ligação da máquina síncrona no ensaio de saturação a vazio. ....	82
Figura 40 - Esquema de ligação da máquina síncrona no ensaio de curto- circuito trifásico permanente.....	83
Figura 41 - Esquema de ligação da máquina síncrona no ensaio de curto- circuito trifásico instantâneo. ....	83
Figura 42- Corrente da fase T da Máquina 1 durante o ensaio de curto- circuito instantâneo. ....	85
Figura 43 – Corrente da fase T da Máquina 2 durante o ensaio de curto- circuito instantâneo. ....	85
Figura 44 - Curva das componentes transitória e subtransitória ( $I_k' + I_k''$ ) e curva da componente transitória ( $I_k'$ ) da corrente de curto-circuito.....	87
Figura 45- Curva da componente subtransitória ( $I_k''$ ) da corrente de curto-circuito. ....	89
Figura 46- Esquema de ligação da máquina síncrona no ensaio de aplicação de tensão com rotor posicionado.....	91



## LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Resultados dos cálculos analíticos da Máquina 1. ....	94
Tabela 2 - Resultados dos cálculos analíticos da Máquina 2. ....	94
Tabela 3 - Resultados experimentais da Máquina 1.....	95
Tabela 4 - Resultados experimentais da Máquina 2.....	95
Tabela 5- Comparação dos resultados calculados e experimentais da Máquina 1.....	96
Tabela 6- Comparação dos resultados calculados e experimentais da Máquina 2.....	96



## LISTA DE SÍMBOLOS

$a$ :	número de circuitos em paralelo no estator;
$a_r$ :	distância entre o anel de curto e o pacote do rotor;
$b_{01}$ :	largura da abertura da ranhura do estator;
$b_{02}$ :	largura da abertura da ranhura do campo;
$b_{03}$ :	largura da abertura da ranhura do enrolamento amortecedor;
$b_{22}$ :	largura da ranhura do campo;
$b_{31}$ :	largura da ranhura do estator;
$b_r$ :	espessura do anel de curto-circuito;
$D_{e2}$ :	diâmetro externo do rotor;
$D_{i1}$ :	diâmetro interno do estator;
$f$ :	frequência elétrica;
$h_{01}$ :	altura da abertura da ranhura do estator;
$h_{02}$ :	altura da abertura da ranhura do campo;
$h_{03}$ :	altura da abertura da ranhura do enrolamento amortecedor;
$h_{11}$ :	altura da cunha de fechamento da ranhura do estator;
$h_{12}$ :	altura da inclinação da esteca de fechamento do campo;
$h_{22}$ :	altura da parte reta da ranhura do campo;
$h_{bf}$ :	altura do bobina do enrolamento do campo;
$h_{bs}$ :	altura do bobina do enrolamento do estator;
$h_{if2}$ :	espessura do isolante no fundo da ranhura do campo;
$h_{is1}$ :	espessura do isolante no topo da ranhura do estator;
$I$ :	corrente eficaz do estator;
$I_{cc\infty}$ :	corrente de curto-circuito eficaz permanente;
$I_{ccR\infty}$ :	corrente eficaz permanente na fase R;
$I_{ccS\infty}$ :	corrente eficaz permanente na fase S;
$I_{ccT\infty}$ :	corrente eficaz permanente na fase T;
$I_{cc}(t)$ :	curva de variação da componente simétrica eficaz da corrente de curto-circuito;
$I_{ei}(t)$ :	equação em função do tempo da envoltória inferior da curva de curto-circuito;
$I_{es}(t)$ :	equação em função do tempo da envoltória superior da curva de curto-circuito;
$I_{ex}$ :	corrente de excitação;
$I_{excc}$ :	corrente de excitação para atingir a corrente nominal na curva de curto-circuito trifásico permanente;
$I_{ex\delta}$ :	corrente de excitação para atingir a tensão nominal na linha do entreferro;
$I'_k$ :	componente transitória da corrente de curto-circuito;

$I'_{k0}$ : valor inicial da componente transitória da corrente de curto-circuito;  
 $I'_{k0R}$ : valor inicial da componente transitória da corrente de curto-circuito da fase R;  
 $I'_{k0S}$ : valor inicial da componente transitória da corrente de curto-circuito da fase S;  
 $I'_{k0T}$ : valor inicial da componente transitória da corrente de curto-circuito da fase T;  
 $I''_k$ : componente subtransitória da corrente de curto-circuito;  
 $I''_{k0}$ : valor inicial da componente subtransitória da corrente de curto-circuito;  
 $I''_{k0R}$ : valor inicial da componente subtransitória da corrente de curto-circuito da fase R;  
 $I''_{k0S}$ : valor inicial da componente subtransitória da corrente de curto-circuito da fase S;  
 $I''_{k0T}$ : valor inicial da componente subtransitória da corrente de curto-circuito da fase T;  
 $I_{pp\infty}$ : valor pico a pico da corrente de curto-circuito em regime permanente;  
 $I_R$ : corrente eficaz na fase R;  
 $I_S$ : corrente eficaz na fase S;  
 $I_T$ : corrente eficaz na fase T;  
 $k_1$ : fator de correção devido ao encurtamento das bobinas do estator;  
 $k_2$ : fator de correção devido ao encurtamento das bobinas do estator;  
 $k_c$ : fator de Carter total;  
 $k_{cs}$ : fator de Carter devido as ranhuras do estator;  
 $k_{cr}$ : fator de Carter devido as ranhuras do rotor;  
 $k_d$ : fator de distribuição;  
 $k_{dd}$ : fator de enrolamento do enrolamento amortecedor de eixo direto;  
 $k_{df}$ : fator de distribuição do enrolamento do campo;  
 $k_{dq}$ : fator de enrolamento do enrolamento amortecedor de eixo em quadratura;  
 $k_{ds}$ : fator de transformação das indutâncias e reatâncias entre os enrolamentos do estator e do amortecedor;  
 $k_{ddl}$ : fator de enrolamento da componente fundamental do enrolamento amortecedor de eixo direto;  
 $k_{df1}$ : fator de distribuição da componente fundamental do campo;  
 $k_{dq1}$ : fator de enrolamento da componente fundamental do enrolamento amortecedor de eixo em quadratura;  
 $k_{ds1}$ : fator de distribuição da componente fundamental do estator;

$k_{dsd}$ : fator de transformação das indutâncias e reatâncias de eixo direto entre o enrolamento amortecedor e o enrolamento do estator;  
 $k_{dsq}$ : fator de transformação das indutâncias e reatâncias de eixo em quadratura entre o enrolamento amortecedor e o enrolamento do estator;  
 $k_{fs}$ : fator de transformação das indutâncias e reatâncias entre os enrolamentos do campo e do estator;  
 $k_p$ : fator de passo;  
 $k_{ps1}$ : fator de passo da componente fundamental do estator;  
 $k_w$ : fator de enrolamento;  
 $k_{wf}$ : fator de enrolamento do campo;  
 $k_{ws1}$ : fator de enrolamento da componente fundamental do estator;  
 $k_{wsv}$ : fator de enrolamento do estator da harmônica  $v$ ;  
 $k_{wfl}$ : fator de enrolamento da componente fundamental do campo;  
 $k_{wfn}$ : fator de enrolamento do campo da harmônica  $n$ ;  
 $l_{e1}$ : comprimento da parte inclinada da cabeça de bobina do estator;  
 $l_{e2}$ : comprimento da parte reta da cabeça de bobina do estator;  
 $l_{ec}$ : comprimento da cabeça de bobina do enrolamento do campo;  
 $L_1$ : comprimento total do pacote do estator;  
 $L_2$ : comprimento total do pacote do rotor;  
 $L_a$ : indutância de reação da armadura;  
 $L_{ad}$ : indutância de reação da armadura de eixo direto;  
 $L_{aq}$ : indutância de reação da armadura de eixo em quadratura;  
 $L_{\sigma 3d}$ : indutância de dispersão do enrolamento amortecedor de eixo direto;  
 $L_{\sigma 3q}$ : indutância de dispersão do enrolamento amortecedor de eixo em quadratura;  
 $L_{\sigma dd}$ : indutância de dispersão do topo do dente do enrolamento amortecedor;  
 $L_{\sigma du}$ : indutância de dispersão da ranhura do enrolamento amortecedor;  
 $L_{\sigma d\delta}$ : indutância de dispersão do entreferro do enrolamento amortecedor;  
 $L_{\sigma drd}$ : indutância de dispersão do anel de curto-circuito de eixo direto;  
 $L_{\sigma drq}$ : indutância de dispersão do anel de curto-circuito de eixo em quadratura;  
 $L_{\sigma f}$ : indutância de dispersão do enrolamento do campo;  
 $L_{\sigma fd}$ : indutância de dispersão do topo do dente do enrolamento do campo;  
 $L_{\sigma fu}$ : indutância de dispersão da ranhura do enrolamento do campo;  
 $L_{\sigma f\delta}$ : indutância de dispersão do entreferro do enrolamento do campo;  
 $L_{\sigma fw}$ : indutância de dispersão da cabeça de bobina do enrolamento do campo;

$L_{\sigma s}$ : indutância de dispersão do enrolamento do estator;  
 $L_{\sigma sd}$ : indutância de dispersão do topo do dente do estator;  
 $L_{\sigma su}$ : indutância de dispersão da ranhura do estator;  
 $L_{\sigma \delta}$ : indutância de dispersão do entreferro do enrolamento do estator;  
 $L_{\sigma sw}$ : indutância de dispersão da cabeça de bobina do estator;  
 $m$ : número de fases do estator;  
 $n$ : harmônicas do campo;  
 $n_c$ : número de camadas do enrolamento do estator;  
 $N_1$ : número de ranhuras do estator;  
 $N_2$ : número de ranhuras do campo;  
 $N_{2fic}$ : número de ranhuras fictícias do campo considerando a distribuição das ranhuras ao longo de toda periferia do rotor;  
 $N_{z1}$ : número total de espiras em série por fase do estator;  
 $P$ : potência absorvida;  
 $p$ : número de par de polos;  
 $q_1$ : número de ranhuras por polos por fase do estator;  
 $q_2$ : número de ranhuras por polos por fase do enrolamento do campo;  
 $R''_d$ : resistência subtransitória de eixo direto;  
 $R''_q$ : resistência subtransitória de eixo em quadratura;  
 $U$ : tensão eficaz aplicada;  
 $U_0$ : média das tensões eficazes de linha antes do curto-circuito;  
 $U_{ex}$ : tensão de excitação;  
 $U_{RS}$ : tensão eficaz de linha entre as fases R e S;  
 $U_{RT}$ : tensão eficaz de linha entre as fases R e T;  
 $U_{ST}$ : tensão eficaz de linha entre as fases S e T;  
 $U_{RS0}$ : tensão eficaz de linha entre as fases R e S antes do curto-circuito;  
 $U_{RT0}$ : tensão eficaz de linha entre as fases R e T antes do curto-circuito;  
 $U_{ST0}$ : tensão eficaz de linha entre as fases S e T antes do curto-circuito;  
 $X_a$ : reatância de reação da armadura;  
 $X_{ad}$ : reatância de reação da armadura de eixo direto;  
 $X_{aq}$ : reatância de reação da armadura de eixo em quadratura;  
 $X_d$ : reatância síncrona de eixo direto;  
 $X'_d$ : reatância transitória de eixo direto;  
 $X''_d$ : reatância subtransitória de eixo direto;  
 $X_q$ : reatância síncrona de eixo em quadratura;  
 $X'_q$ : reatância transitória de eixo em quadratura;  
 $X''_q$ : reatância subtransitória de eixo em quadratura;  
 $X_\sigma$ : reatância de dispersão;  
 $X_{\sigma f}$ : reatância de dispersão do enrolamento do campo;

$X'_{\sigma f}$ : reatância de dispersão do enrolamento do campo referida ao estator;  
 $X_{\sigma s}$ : reatância de dispersão do estator;  
 $X_{\sigma 3d}$ : reatância de dispersão do enrolamento amortecedor de eixo direto;  
 $X'_{\sigma 3d}$ : reatância de dispersão do enrolamento amortecedor de eixo direto referida ao estator;  
 $X_{\sigma 3q}$ : reatância de dispersão do enrolamento amortecedor de eixo em quadratura;  
 $X'_{\sigma 3q}$ : reatância de dispersão do enrolamento amortecedor de eixo em quadratura referida ao estator;  
 $y_p$ : passo da bobina do estator em passos de ranhuras;  
 $y_Q$ : passo polar expresso em número de ranhuras do estator;  
 $z_1$ : número de espiras por bobina do estator;  
 $z_2$ : número de espiras por bobina do enrolamento do campo;  
 $z_d$ : número de barras do enrolamento amortecedor por polo;  
 $Z''_d$ : impedância subtransitória de eixo direto;  
 $Z''_q$ : impedância subtransitória de eixo em quadratura;  
 $\delta$ : entreferro físico;  
 $\delta_{eq}$ : entreferro equivalente;  
 $\lambda$ : encurtamento do passo de bobina;  
 $\lambda_{dd}$ : fator de permeância do topo do dente do enrolamento amortecedor;  
 $\lambda_{df}$ : fator de permeância do topo do dente do enrolamento de campo;  
 $\lambda_{ds}$ : fator de permeância do topo do dente do estator;  
 $\lambda_{ef}$ : fator de permeância da cabeça de bobina do enrolamento do campo;  
 $\lambda_{es}$ : fator de permeância da cabeça de bobina do estator;  
 $\lambda_{ud}$ : fator de permeância da ranhura do enrolamento amortecedor;  
 $\lambda_{uf}$ : fator de permeância da ranhura do enrolamento de campo;  
 $\lambda_{us}$ : fator de permeância da ranhura do estator;  
 $\mu_0$ : permeabilidade magnética do ar;  
 $v$ : harmônicas do estator;  
 $\sigma_\delta$ : fator de dispersão da indutância do entreferro referente ao enrolamento do estator;  
 $\sigma_{\delta d}$ : fator de dispersão da indutância do entreferro do enrolamento amortecedor;  
 $\sigma_{\delta f}$ : fator de dispersão da indutância do entreferro do enrolamento do campo;  
 $\tau_p$ : passo polar expresso em unidade de comprimento;  
 $\tau_{pd}$ : passo das barras do enrolamento amortecedor no eixo direto;  
 $\tau_{r1}$ : passo da ranhura do estator;

$\tau_{r2}$ : passo da ranhura do enrolamento do campo.



## SUMÁRIO

<b>1 INTRODUÇÃO .....</b>	<b>29</b>
<b>2 MÁQUINA SÍNCRONA DE POLOS LISOS.....</b>	<b>35</b>
2.1 CONCEITOS FUNDAMENTAIS DE MÁQUINAS SÍNCRONAS DE POLOS LISOS.....	37
2.1.1 Fator de Carter.....	38
2.1.2 Passo polar .....	39
2.1.3 Passo de Bobina .....	39
2.1.4 Fator de enrolamento .....	40
2.1.4.1 Fator de enrolamento do estator .....	40
2.1.4.2 Fator de enrolamento do campo .....	41
2.1.4.3 Fator de enrolamento do enrolamento amortecedor .....	43
<b>3 CÁLCULO ANALÍTICO .....</b>	<b>45</b>
3.1 INDUTÂNCIAS DE REAÇÃO DE ARMADURA .....	45
3.2 REATÂNCIA DE REAÇÃO DE ARMADURA.....	46
3.3 INDUTÂNCIAS DE DISPERSÃO.....	47
3.4 INDUTÂNCIA DE DISPERSÃO DO ENROLAMENTO DO ESTATOR.....	47
3.4.1 Indutância de dispersão do entreferro do enrolamento do estator .....	49
3.4.2 Indutância de dispersão da ranhura do estator.....	51
3.4.3 Indutância de dispersão do topo do dente do estator .....	53
3.4.4 Indutância de dispersão da cabeça de bobina do estator.....	54
3.5 INDUTÂNCIA DE DISPERSÃO DO ENROLAMENTO DO CAMPO.....	56
3.5.1 Indutância de dispersão do entreferro do enrolamento do campo .....	58
3.5.2 Indutância de dispersão da ranhura do enrolamento do campo .....	59
3.5.3 Indutância de dispersão do topo do dente do enrolamento do campo .....	61
3.5.4 Indutância de dispersão da cabeça de bobina do enrolamento do campo .....	62
3.6 INDUTÂNCIA DE DISPERSÃO DO ENROLAMENTO AMORTECEDOR .....	63
3.6.1 Indutância de dispersão do entreferro do enrolamento amortecedor.....	65
3.6.2 Indutância de dispersão da ranhura do enrolamento amortecedor .....	66

<b>3.6.3 Indutância de dispersão do topo do dente do enrolamento amortecedor.....</b>	<b>68</b>
<b>3.6.4 Indutância de dispersão do anel de curto-circuito .....</b>	<b>69</b>
<b>3.7 REATÂNCIAS DE DISPERSÃO .....</b>	<b>70</b>
<b>3.8 REATÂNCIAS DE DISPERSÃO REFERIDAS AO ESTATOR .....</b>	<b>70</b>
<b>3.8.1 Reatância de dispersão do enrolamento do campo referida ao estator.....</b>	<b>71</b>
<b>3.8.2 Reatância de dispersão do enrolamento amortecedor de eixo direto referida ao estator .....</b>	<b>71</b>
<b>3.8.3 Reatância de dispersão do enrolamento amortecedor de eixo em quadratura referida ao estator.....</b>	<b>72</b>
<b>3.9 CIRCUITOS EQUIVALENTES DE MÁQUINAS SÍNCRONAS DE POLOS LISOS .....</b>	<b>73</b>
<b>3.9.1 Reatâncias de eixo direto .....</b>	<b>73</b>
3.9.1.1 Reatância síncrona de eixo direto.....	73
3.9.1.2 Reatância transitória de eixo direto .....	74
3.9.1.3 Reatância subtransitória de eixo direto.....	75
<b>3.9.2 Reatâncias de eixo em quadratura.....</b>	<b>76</b>
3.9.2.1 Reatância síncrona de eixo quadratura .....	76
3.9.2.2 Reatância transitória de eixo em quadratura .....	76
3.9.2.3 Reatância subtransitória de eixo quadratura.....	77
<b>4 ENSAIOS PARA DETERMINAÇÃO DAS REATÂNCIAS .....</b>	<b>79</b>
<b>4.1 DETERMINAÇÃO DA REATÂNCIA SÍNCRONA DE EIXO DIRETO.....</b>	<b>79</b>
4.1.1 Ensaio de saturação em vazio.....	81
4.1.2 Ensaio de curto-circuito trifásico permanente.....	82
<b>4.2 DETERMINAÇÃO DA REATÂNCIA TRANSITÓRIA DE EIXO DIRETO .....</b>	<b>83</b>
<b>4.2.1 Ensaio de curto-circuito trifásico instantâneo .....</b>	<b>83</b>
<b>4.3 DETERMINAÇÃO DA REATÂNCIA SUBTRANSITÓRIA DE EIXO DIRETO .....</b>	<b>88</b>
<b>4.3.1 Ensaio de curto-circuito trifásico instantâneo .....</b>	<b>88</b>
<b>4.3.2 Ensaio de aplicação de tensão com rotor posicionado no eixo direto .....</b>	<b>90</b>
<b>4.4 DETERMINAÇÃO DA REATÂNCIA SUBTRANSITÓRIA DE EIXO EM QUADRATURA .....</b>	<b>91</b>
<b>4.4.1 Ensaio de aplicação de tensão com rotor posicionado no eixo em quadratura.....</b>	<b>91</b>
<b>5 APRESENTAÇÃO DOS RESULTADOS.....</b>	<b>93</b>
<b>6 CONCLUSÃO .....</b>	<b>97</b>

**REFERÊNCIAS.....99**



## 1 INTRODUÇÃO

O mundo tecnológico atual é extremamente dependente da energia elétrica. De sistemas de transporte à telecomunicações, da extração de recursos naturais à produção de bens, seja empregada para aquecimento ou iluminação, praticamente todos os aspectos da vida moderna são ligados de algum modo à utilização da eletricidade. O uso da eletricidade assume um papel tão preponderante no modo de vida atual que questões relativas a energia elétrica têm impactos socioeconômicos em toda sociedade, influenciando as políticas energéticas e econômicas de uma nação inteira.

A energia elétrica ocupa um lugar de destaque entre as formas de energia dominadas pelo homem devido à sua facilidade de conversão em outras formas de energia, possibilidade de transmissão à grandes distâncias com grande eficiência e ausência de ruído e toxicidade para o usuário final. Estas características favoráveis levam a um estado contínuo de aumento da demanda por energia elétrica tanto para consumidores residenciais quanto industriais.

A demanda por energia aumenta em duas frentes: o aumento do número de consumidores, conhecido como aumento horizontal, e o aumento do consumo por consumidores já existentes, fenômeno conhecido como crescimento vertical. Dado este cenário de crescimento contínuo, as empresas que exploram o sistema elétrico se veem constantemente pressionadas a buscar o aumento da sua capacidade de produção, seja através de novas fontes de energia, seja através da melhoria da eficiência dos sistemas já estabelecidos.

Embora novas fontes de energia, como solar e eólica, chamadas de energias alternativas, tenham recebido incentivos crescentes dos governos, grandes quantidades de energia continuam sendo geradas em usinas hidroelétricas e termoeletricas. Nestas usinas a energia elétrica é convertida da fonte primária através de máquinas elétricas chamadas de máquinas síncronas ou, mais especificamente, geradores síncronos.

Os primeiros geradores síncronos foram desenvolvidos por engenheiros/pesquisadores visionários há mais de um século, tendo sido derivados dos primeiros geradores elétricos que funcionavam em corrente contínua, os dínamos. A constante melhoria dos isolantes, condutores, aços elétricos e sistemas de refrigeração permitiram que as primeiras máquinas que geravam alguns poucos kVA em 1887 tenham evoluído para os GVAs dos dias atuais.

Em função do crescente consumo de energia os geradores síncronos, máquinas elétricas que convertem energia mecânica em

energia elétrica, têm tido uma demanda cada vez maior em sistemas de geração de energia e, como consequência, são tema recorrente em pesquisas na comunidade científica internacional [4, 25, 28, 30].

A fim de se garantir a qualidade e eficiência do fornecimento de energia, análises do comportamento da máquina em diversas condições de operação são essenciais para se prever e analisar as situações mais críticas. Nessas análises, são avaliadas as correntes de curto-circuito trifásico, bifásico e fase-terra, os torques transientes sob estas faltas, a resposta dinâmica do gerador durante transientes, entradas e retiradas de carga, e a estabilidade dinâmica do sistema. Por se tratar de um dispositivo eletromecânico, a interação entre fenômenos elétricos, magnéticos e mecânicos pode assumir características complexas, não triviais. Diversos estudos continuam sendo realizados para analisar o comportamento destas máquinas.

Ao circular corrente nos enrolamentos de um gerador síncrono, fluxos magnéticos são produzidos, gerando indutâncias, que por sua vez dão origem as reatâncias, que representam oposição à passagem de corrente pelas indutâncias dos enrolamentos. As reatâncias dos geradores síncronos são fundamentais no equacionamento do comportamento dinâmico dos mesmos, e no equacionamento das correntes e torques de curto-circuito. Por isso, a precisão do cálculo das reatâncias e sua determinação são desejáveis durante a fase de concepção de máquina.

Dentre os diversos aspectos da operação dos geradores síncronos, a estabilidade e o controle têm importância fundamental, tendo motivados diversos estudos. Em [15], Kawkabani apresenta uma análise do comportamento dinâmico de um gerador síncrono de 343 MVA, onde a estabilidade da planta elétrica é analisada através da variação de diferentes conjuntos de controles e de diferentes pontos de vista de operação.

Em [18], Kirschbaum apresenta formulações para cálculo dos torques transientes de curto-circuito, as quais são fortemente dependentes das reatâncias da máquina síncrona.

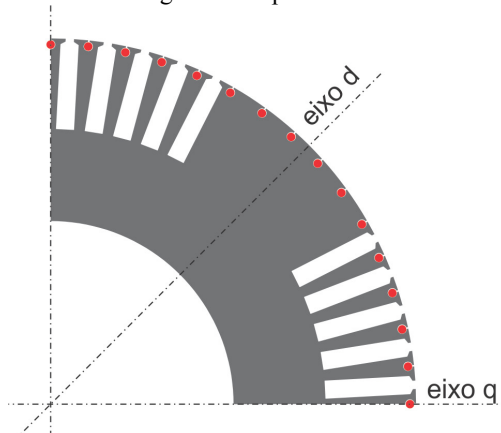
Destaca-se que as reatâncias são inerentes aos circuitos elétricos e vão compor os circuitos equivalentes dos geradores síncronos. Para o projeto e uma análise precisa do comportamento do gerador, o conhecimento das reatâncias da máquina se torna imperativo. Características elétricas e geométricas da máquina definem suas reatâncias e serão foco dos estudos desenvolvidos neste trabalho.

Os geradores síncronos podem ser classificados de acordo com o tipo de rotor: lisos ou salientes. Nos rotores de polos lisos o entreferro é constante, enquanto que nos rotores de polos salientes há uma descontinuidade do entreferro. Esta dissertação apresentará uma investigação das reatâncias dos geradores síncronos de polos lisos laminados, configuração amplamente utilizada em máquinas de 4 polos, que apresentam rotação elevada, denominadas de turbogeradores.

Para amortecer oscilações que possam ocorrer em transitórios, como retirada brusca de carga, alterações de tensão e variação de velocidade, as máquinas síncronas possuem um enrolamento adicional chamado de enrolamento amortecedor. Este enrolamento se encontra no rotor e é similar à gaiola de esquilo de motores de indução, não apresentando tensões e correntes induzidas na frequência fundamental quando a máquina está em sincronismo com o sistema, entrando em funcionamento somente nas condições transitórias, conferindo assim maior estabilidade à máquina.

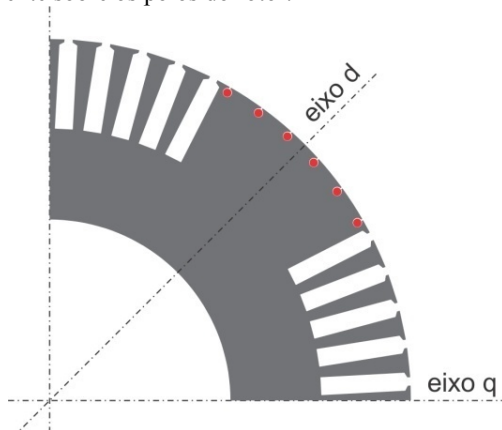
Os geradores síncronos de polos lisos laminados tipicamente apresentam o enrolamento amortecedor distribuído simetricamente em toda a periferia do rotor. Entretanto, recentemente têm sido produzidos geradores síncronos de polos lisos laminados com o enrolamento amortecedor distribuído somente sobre os polos do rotor. Esta última configuração é o foco do estudo desse trabalho. As Figuras 1 e 2 apresentam estas duas configurações de rotores. As barras de cobre do enrolamento amortecedor estão indicadas com pontos vermelhos.

Figura 1 - Máquina síncrona de polos lisos convencional com o enrolamento amortecedor distribuído ao longo de toda periferia do rotor.



Comparativamente, essa nova topologia permite uma redução de custos no processo de fabricação devido ao menor número de barras, e consequentemente uma refrigeração do rotor mais eficiente devido à redução das obstruções das áreas de passagem de ar nos canais radiais do rotor, tendo-se uma melhor circulação de ar.

Figura 2 - Máquina síncrona de polos lisos com o enrolamento amortecedor distribuído somente sobre os polos do rotor.



Com o avanço da tecnologia e dos computadores, as modelagens numéricas computacionais têm sido amplamente utilizadas na análise de máquinas elétricas [6, 16, 21]. Entretanto, por se tratar de problemas tridimensionais, o cálculo numérico pode ser extremamente oneroso em termos de tempo de cálculo. Se for considerado o tempo despendido no pré-processamento para obtenção de um desenho apropriado incluindo, por exemplo, todas (ou parte) as bobinas, as cabeças de bobina, as definições de materiais, as particularidades das ranhuras, as condições de contorno apropriadas, pode-se necessitar de dias para se iniciar o cálculo. Outro problema é relacionado à geração da malha. Máquinas elétricas possuem dimensões bem distintas. O entreferro da máquina pode ser de alguns milímetros enquanto o diâmetro e o comprimento longitudinal possuem dimensões muito superiores, o que introduz problemas de geração de malhas e influencia na precisão dos cálculos.

Para uma análise completa e aprofundada de máquinas elétricas, as modelagens numéricas ainda são as mais indicadas. Porém, através do cálculo analítico, resultados podem ser obtidos rapidamente e com satisfatória precisão. Adicionalmente, a modelagem analítica também



fornece ao projetista uma melhor compreensão da influência da geometria e dos dados de bobinagem da máquina sobre as reatâncias, sendo essenciais durante a sua fase de concepção. Assim, o objetivo principal deste trabalho é a apresentação de uma metodologia para calcular analiticamente as reatâncias da nova topologia de máquina síncrona de polos lisos laminados, encontrada atualmente no mercado.

Pode-se dividir os objetivos desta dissertação como segue:

#### 1. Objetivos Gerais:

1.1 Reunir, organizar e sistematizar o cálculo analítico das reatâncias de geradores síncronos a partir das características construtivas e dos dados elétricos da máquina;

1.2 Sistematizar os procedimentos e as normas de ensaios para determinação experimental das reatâncias de máquinas síncronas.

#### 2. Objetivos específicos:

2.1 Determinar analiticamente a reatância síncrona de eixo direto ( $X_d$ ), a reatância transitória de eixo direto ( $X'_d$ ), a reatância subtransitória de eixo direto ( $X''_d$ ), e a reatância subtransitória de eixo em quadratura ( $X''_q$ ), para as duas topologias de máquinas síncronas de polos lisos laminados: com enrolamento amortecedor distribuído uniformemente ao longo do rotor e com o enrolamento amortecedor somente sobre os polos do rotor.

2.2 Calcular analiticamente as reatâncias a partir de circuitos equivalentes simplificados, que consideram a reatância de reação da armadura ( $X_a$ ), e as reatâncias de dispersão ( $X_\sigma$ ) dos enrolamentos, as quais são calculadas a partir da geometria e dos dados de bobinagem da máquina.

Espera-se que a sistematização do cálculo das reatâncias forneça uma ferramenta analítica de auxílio para projetistas de máquinas síncronas, fornecendo uma sequência lógica para os efeitos a serem considerados, assim como para correta definição dos passos de cálculo a serem efetuados.

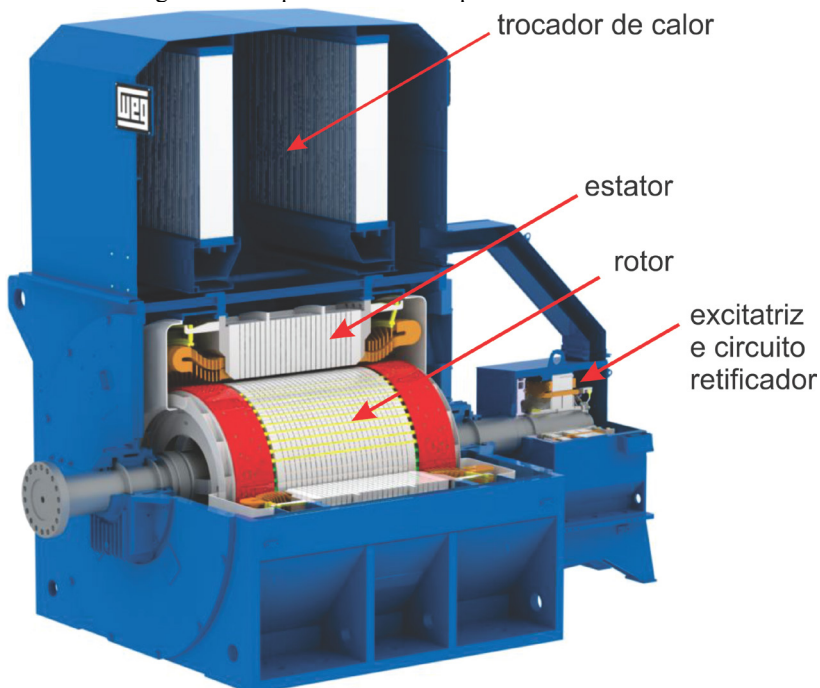
Com o objetivo de validar o cálculo analítico, foram fabricados e ensaiados dois geradores síncronos de potência de 7500 kVA, tensão de 13800 V, frequência de 60 Hz, fator de potência 0,8, 4 polos, tendo cada gerador uma configuração diferente de rotor, conforme as Figuras 1 e 2. Os ensaios foram realizados de acordo com as normas técnicas [1, 10, 12] que os regulamentam. Os resultados obtidos a partir do cálculo

analítico são então comparados com os resultados obtidos a partir dos ensaios para validação da metodologia empregada.

## 2 MÁQUINA SÍNCRONA DE POLOS LISOS

A máquina síncrona de polos lisos laminados é caracterizada por uma parte estática denominada de estator, uma parte girante denominada de rotor, um sistema de excitação e um sistema de ventilação, conforme apresentado na Figura 3.

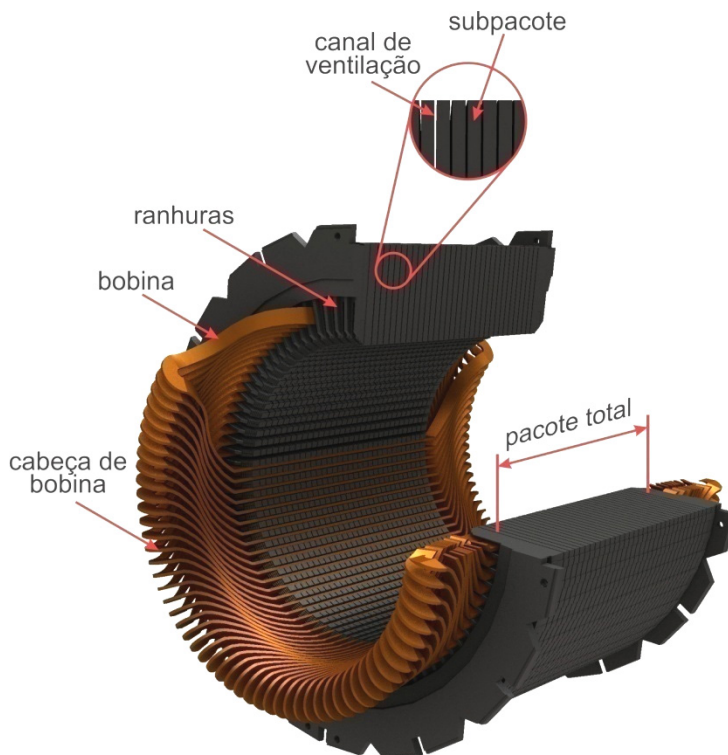
Figura 3 - Máquina síncrona de polos lisos laminados.



Fonte: Weg Equipamentos elétricos S.A.

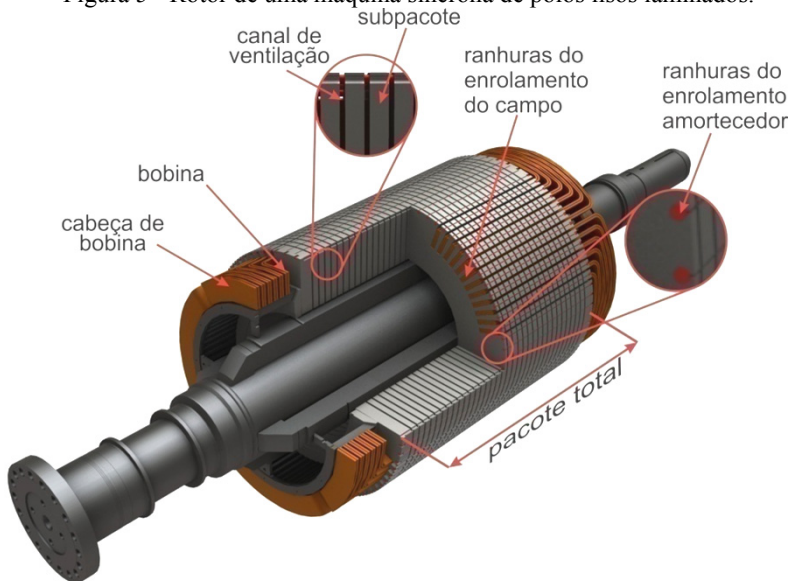
O estator, apresentado na Figura 4, é constituído por chapas de aço laminadas, agrupadas em subpacotes separados por canais de ventilação, que formam o pacote total. Na região interna do estator existem ranhuras onde são alojadas as bobinas do enrolamento, nos quais são induzidas as tensões. As bobinas do enrolamento do estator são compostas por espiras constituídas de fios retangulares.

Figura 4 - Estator de uma máquina síncrona.



O rotor, ilustrado na Figura 5, também é constituído por chapas de aço laminadas, agrupadas em subpacotes separados por canais de ventilação, formando o pacote total do rotor de forma cilíndrica. Na periferia do rotor existem dois tipos diferentes de ranhuras, onde são alojados dois enrolamentos diferentes, o enrolamento do campo formado por bobinas de espiras de fios retangulares e alimentado por tensão contínua, e o enrolamento amortecedor formado por barras de cobre curto-circuitadas nas extremidades do pacote por chapas denominadas de anéis de curto-circuito.

Figura 5 - Rotor de uma máquina síncrona de polos lisos laminados.



O enrolamento do campo pode ser alimentado por um sistema de excitação sem escovas (brushless) ou por um sistema de excitação com escovas (brush). O sistema de excitação sem escovas é formado por uma pequena máquina síncrona trifásica chamada de excitatriz, e uma ponte retificadora trifásica chamada de roda de diodos. Já o sistema de excitação com escovas é formado por anéis coletores e escovas. Atualmente, o sistema de excitação sem escovas é o mais utilizado, justamente por não ter escovas, pois a utilização das mesmas requer manutenção periódica.

O sistema de ventilação responsável pela refrigeração da máquina pode ser composto por ventiladores internos, externos e trocadores de calor.

## 2.1 CONCEITOS FUNDAMENTAIS DE MÁQUINAS SÍNCRONAS DE POLOS LISOS

A seguir apresentam-se alguns conceitos básicos de projeto de máquinas síncronas de polos lisos, os quais serão utilizados posteriormente nos cálculos das reatâncias.

### 2.1.1 Fator de Carter

As aberturas das ranhuras nas superfícies do estator e do rotor da máquina síncrona de polos lisos influenciam a permeância do entreferro, fazendo com que o entreferro se comporte como se fosse maior do que sua medida física. Esse efeito é considerado nos cálculos analíticos através do fator de Carter, aumentando-se o entreferro de acordo com a seguinte expressão [24, 26]:

$$\delta_{eq} = \delta \cdot k_C . \quad (1)$$

Onde:

$\delta_{eq}$ : entreferro equivalente;

$\delta$ : entreferro físico;

$k_C$ : fator de Carter total.

O fator de Carter total é dado por:

$$k_C = k_{cs} \cdot k_{cr} . \quad (2)$$

Onde:

$k_{cs}$ : fator de Carter devido as ranhuras do estator;

$k_{cr}$ : fator de Carter devido as ranhuras do rotor.

Com,

$$k_{cs} = \frac{\tau_{r1} \cdot (b_{01} + 5 \cdot \delta)}{b_{01} \cdot \tau_{r1} + 5 \cdot \delta \cdot \tau_{r1} - b_{01}^2} . \quad (3)$$

$$k_{cr} = \frac{\tau_{r2} \cdot (b_{02} + 5 \cdot \delta)}{b_{02} \cdot \tau_{r2} + 5 \cdot \delta \cdot \tau_{r2} - b_{02}^2} . \quad (4)$$

Onde:

$b_{01}$ : largura da abertura da ranhura do estator, em mm;

$b_{02}$ : largura da abertura da ranhura do campo, em mm;

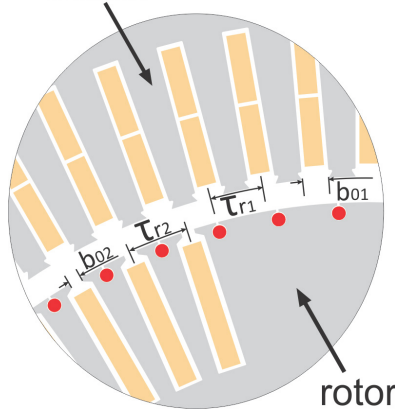
$\tau_{r1}$ : passo da ranhura do estator, em mm;

$\tau_{r2}$ : passo da ranhura do enrolamento do campo, em mm.

Os passos de ranhura do estator e do enrolamento de campo são vistos na Figura 6.

De maneira geral a abertura das ranhuras do enrolamento amortecedor é muito pequena, por isso o seu efeito foi desprezado no cálculo do fator de Carter do rotor, considerando-se somente a abertura das ranhuras do enrolamento do campo.

Figura 6 - Passos das ranhuras, do estator e do campo.



### 2.1.2 Passo polar

O passo polar é definido como a distância entre dois polos adjacentes, que corresponde a 180 graus elétricos. O passo polar pode ser expresso em unidade de comprimento ou em número de ranhuras do estator [26]:

$$\tau_p = \frac{\pi \cdot D_{i1}}{2 \cdot p} \quad (5)$$

$$y_Q = \frac{N_1}{2 \cdot p} \quad (6)$$

Onde:

$\tau_p$ : passo polar expresso em unidade de comprimento;

$y_Q$ : passo polar expresso em número de ranhuras do estator;

$D_{i1}$ : diâmetro interno do estator;

$p$ : número de par de polos;

$N_1$ : número de ranhuras do estator.

### 2.1.3 Passo de Bobina

O passo de bobina é definido como a distância entre os dois lados de uma bobina, e o mesmo pode ser igual ou menor que o passo polar. Quando a passo da bobina é igual ao passo polar, o mesmo é

denominado de passo pleno, e quando é menor que o passo polar, o mesmo é denominado de passo encurtado.

Em máquinas elétricas o passo de bobina do enrolamento do estator normalmente é encurtado, pois reduz as harmônicas da força eletromotriz induzidas no enrolamento.

A relação entre o passo de bobina ( $W$ ) e o passo polar ( $\tau_p$ ) é definida como encurtamento do passo de bobina [26]:

$$\lambda = \frac{W}{\tau_p}. \quad (7)$$

Onde:

$\lambda$ : encurtamento do passo de bobina.

#### 2.1.4 Fator de enrolamento

Em máquinas elétricas, as bobinas dos enrolamentos são distribuídas em diversas ranhuras, e o passo de bobina dos enrolamentos pode ser encurtado, ou seja, menor que o passo polar. Devido à distribuição do enrolamento e ao encurtamento do passo de bobina, são determinados fatores de correção utilizados nos cálculos analíticos, definidos como fator de distribuição ( $k_d$ ) e fator de passo ( $k_p$ ), respectivamente.

O fator de enrolamento ( $k_w$ ) é definido como o produto entre o fator de distribuição ( $k_d$ ) e o fator de passo ( $k_p$ ) [26]:

$$k_w = k_d \cdot k_p. \quad (8)$$

A seguir será apresentada a metodologia utilizada para o cálculo dos fatores de enrolamento do estator, do campo e do enrolamento amortecedor.

##### 2.1.4.1 Fator de enrolamento do estator

O fator de distribuição da componente fundamental do estator ( $k_{ds1}$ ) é definido por [19, 26]:

$$k_{ds1} = \frac{\sin(q_1 \cdot p \cdot \pi / N_1)}{q_1 \cdot \sin(p \cdot \pi / N_1)}. \quad (9)$$

Onde:



$q_1$ : número de ranhuras por polos por fase do estator;  
 $p$ : número de par de polos;  
 $N_1$ : número de ranhuras do estator.

Com,

$$q_1 = \frac{N_1}{2.p.m} . \quad (10)$$

Onde:

$m$ : número de fases do estator.

O fator de passo da componente fundamental do estator ( $k_{ps1}$ ) é definido por [19, 26]:

$$k_{ps1} = \sin\left(\frac{\lambda.\pi}{2}\right) . \quad (11)$$

Onde:

$\lambda$ : encurtamento do passo de bobina conforme expressão (7).

Substituindo as equações (9) e (11) em (8), obtém-se:

$$k_{ws1} = \frac{\sin(q_1.p.\pi/N_1)}{q_1.\sin(p.\pi/N_1)} . \sin\left(\frac{\lambda.\pi}{2}\right) . \quad (12)$$

Onde:

$k_{ws1}$ : fator de enrolamento da componente fundamental do estator.

O fator de enrolamento de cada harmônica  $v$  do estator ( $k_{wsv}$ ) pode ser calculado por:

$$k_{wsv} = \frac{\sin(v.q_1.\alpha_r/2)}{q_1.\sin(v.\alpha_r/2)} . \sin\left(\frac{v.\lambda.\pi}{2}\right) . \quad (13)$$

#### 2.1.4.2 Fator de enrolamento do campo

O fator de distribuição da componente fundamental do campo ( $k_{df1}$ ) é determinado de maneira similar ao fator de distribuição do estator:

$$k_{df1} = \frac{\sin(q_2.p.\pi/N_{2fic})}{q_2.\sin(p.\pi/N_{2fic})} . \quad (14)$$

Onde:

$q_2$ : número de ranhuras por polos por fase do campo;

$p$ : número de par de polos;

$N_{2fic}$ : número de ranhuras fictícias do campo, considerando a distribuição das ranhuras ao longo de toda periferia do rotor.

Com,

$$q_2 = \frac{N_2}{2.p} . \quad (15)$$

$$N_{2fic} = \frac{\pi.D_{e2}}{\tau_{r2}} . \quad (16)$$

Onde:

$N_2$ : número de ranhuras do campo;

$D_{e2}$ : diâmetro externo do rotor, em mm;

$\tau_{r2}$ : passo da ranhura do enrolamento do campo, em mm.

Não há encurtamento de bobina no enrolamento do campo, dessa forma o fator de passo  $k_p$  é igual a um, e o fator de enrolamento do campo ( $k_{wf}$ ) é determinado através de:

$$k_{wf} = k_{df} . \quad (17)$$

Onde:

$k_{df}$ : fator de distribuição do enrolamento do campo.

Substituindo a equação (14) em (17), obtém-se:

$$k_{wfn} = \frac{\sin(q_2.p.\pi/N_{2fic})}{q_2.\sin(p.\pi/N_{2fic})} . \quad (18)$$

Onde:

$k_{wfn}$ : fator de enrolamento da componente fundamental do campo.

O fator de enrolamento de cada harmônica  $n$  do campo ( $k_{wfn}$ ) pode ser calculado por:

$$k_{wfn} = \frac{\sin(n.q_2.p.\pi/N_{2fic})}{q_2.\sin(n.p.\pi/N_{2fic})} . \quad (19)$$

### 2.1.4.3 Fator de enrolamento do enrolamento amortecedor

O fator de enrolamento do enrolamento amortecedor pode ser dividido em duas componentes: o fator de enrolamento de eixo direto ( $k_{dd}$ ), e o fator de enrolamento de eixo em quadratura ( $k_{dq}$ ).

Como não há encurtamento de bobina no enrolamento amortecedor, os fatores de enrolamento são iguais aos fatores de distribuição. Os fatores de enrolamento, de eixo direto e eixo em quadratura, da componente fundamental podem ser determinados através de [13]:

$$k_{dd1} = \frac{2 \cdot \left[ \sin\left(\frac{Z_d \cdot \pi \cdot \tau_{pd}}{4 \cdot \tau_p}\right) \right]^2}{Z_d \cdot \sin\left(\frac{\pi \cdot \tau_{pd}}{2 \cdot \tau_p}\right)}. \quad (20)$$

$$k_{dq1} = \frac{\sin\left(\frac{Z_d \cdot \pi \cdot \tau_{pd}}{2 \cdot \tau_p}\right)}{z_d \cdot \sin\left(\frac{\pi \cdot \tau_{pd}}{2 \cdot \tau_p}\right)}. \quad (21)$$

Onde:

$k_{dd1}$ : fator de enrolamento da componente fundamental do enrolamento amortecedor de eixo direto;

$k_{dq1}$ : fator de enrolamento da componente fundamental do enrolamento amortecedor de eixo em quadratura;

$z_d$ : número de barras do enrolamento amortecedor por polo;

$\tau_{pd}$ : passo das barras do enrolamento amortecedor no eixo direto;

$\tau_p$ : passo polar.



### 3 CÁLCULO ANALÍTICO

Neste capítulo apresenta-se as equações analíticas das reatâncias e indutâncias calculadas neste trabalho. Para esses cálculos, considerou-se as permeabilidades magnéticas do estator e do rotor infinitos. O detalhamento dos cálculos pode ser encontrado nas referências bibliográficas citadas ao longo do texto.

#### 3.1 INDUTÂNCIAS DE REAÇÃO DE ARMADURA

Ao se aplicar um torque no eixo do gerador, o rotor gira fazendo com que o fluxo produzido pela corrente contínua nos enrolamentos de campo varram as bobinas do estator (armadura) induzindo tensões nestes enrolamentos.

Se uma carga é conectada aos terminais do gerador, uma corrente alternada circula nos enrolamentos do estator, gerando um campo e um fluxo magnético. A maior parte desse fluxo atravessa o entreferro sendo concatenado pelo enrolamento do campo. Este fluxo é denominado de fluxo de reação da armadura. A Figura 7 ilustra o fluxo de reação da armadura.

O fluxo de reação da armadura pode ser dividido em duas componentes: o fluxo de reação da armadura no eixo direto (eixo polar), e o fluxo de reação da armadura no eixo em quadratura (eixo interpolar).

Os fluxos de reação de armadura, de eixo direto e eixo em quadratura, produzidos pela corrente do estator, geram a indutância de reação de armadura de eixo direto ( $L_{ad}$ ) e a indutância de reação de armadura de eixo em quadratura ( $L_{aq}$ ), respectivamente.

Nas máquinas síncronas de polos lisos as relutâncias dos eixos direto e quadratura apresentam valores muito próximos devido ao entreferro constante, consequentemente, para simplicidade de modelagem, as indutâncias de reação da armadura de eixo direto e de eixo em quadratura podem ser consideradas iguais:

$$L_{aq} \cong L_{ad} = L_a \quad (22)$$

Onde:

$L_a$ : indutância de reação da armadura.

A indutância de reação de armadura ( $L_a$ ) de uma máquina síncrona de polos lisos pode ser calculada de forma simplificada a partir de [8, 19, 26]:

$$L_a = \frac{m \cdot \mu_0 \cdot D_{i1} \cdot L_1 \cdot (N_{z1} k_{ws1})^2}{k_c \cdot \delta \cdot p^2} \quad (23)$$

Onde:

$m$ : número de fases do estator;

$\mu_0$ : permeabilidade magnética do ar, em H/m;

$D_{i1}$ : diâmetro interno do estator, em m;

$L_1$ : comprimento total do pacote do estator, em m;

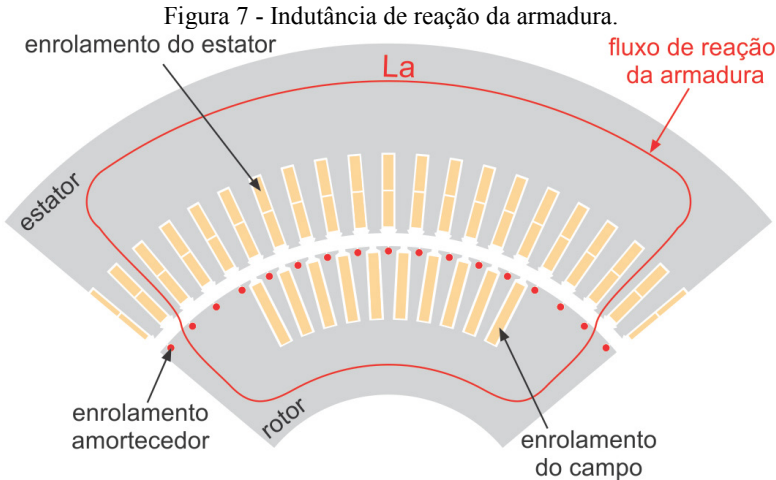
$N_{z1}$ : número total de espiras em série por fase do estator;

$k_{ws1}$ : fator de enrolamento da componente fundamental do estator;

$k_c$ : fator de Carter total;

$\delta$ : entreferro físico, em m;

$p$ : número de par de polos.



### 3.2 REATÂNCIA DE REAÇÃO DE ARMADURA

A reatância de reação de armadura ( $X_a$ ) de uma máquina síncrona de polos lisos é determinada a partir da indutância de reação de armadura ( $L_a$ ) e da frequência elétrica ( $f$ ):

$$X_a = 2 \cdot \pi \cdot f \cdot L_a \cdot \quad (24)$$

### 3.3 INDUTÂNCIAS DE DISPERSÃO

Ao circular corrente em um dos enrolamentos de um gerador síncrono, essa corrente produzirá fluxo magnético. Parte desse fluxo não é concatenado pelos demais enrolamentos, e é denominado como fluxo de dispersão. Esse fluxo produz uma indutância definida como indutância de dispersão.

Na sequência será apresentada a metodologia utilizada para o cálculo das indutâncias de dispersão dos enrolamentos do estator, do campo e do enrolamento amortecedor, a partir da geometria e dos dados de bobinagem da máquina.

### 3.4 INDUTÂNCIA DE DISPERSÃO DO ENROLAMENTO DO ESTATOR

As indutâncias abaixo compõem a indutância de dispersão do enrolamento do estator ( $L_{\sigma s}$ ):

- Indutância de dispersão do entreferro do enrolamento do estator ( $L_{\sigma s\delta}$ );
- Indutância de dispersão da ranhura do estator ( $L_{\sigma su}$ );
- Indutância de dispersão do topo do dente do estator ( $L_{\sigma sd}$ );
- Indutância de dispersão da cabeça de bobina do estator ( $L_{\sigma sw}$ ).

A indutância de dispersão do enrolamento do estator é calculada como a soma das indutâncias apresentadas acima:

$$L_{\sigma s} = L_{\sigma s\delta} + L_{\sigma su} + L_{\sigma sd} + L_{\sigma sw} \cdot \quad (25)$$

As Figuras 8 e 9 apresentam as partes do estator onde os fluxos magnéticos que dão origem a estas indutâncias são consideradas.

Figura 8 - Indutâncias de dispersão do estator.

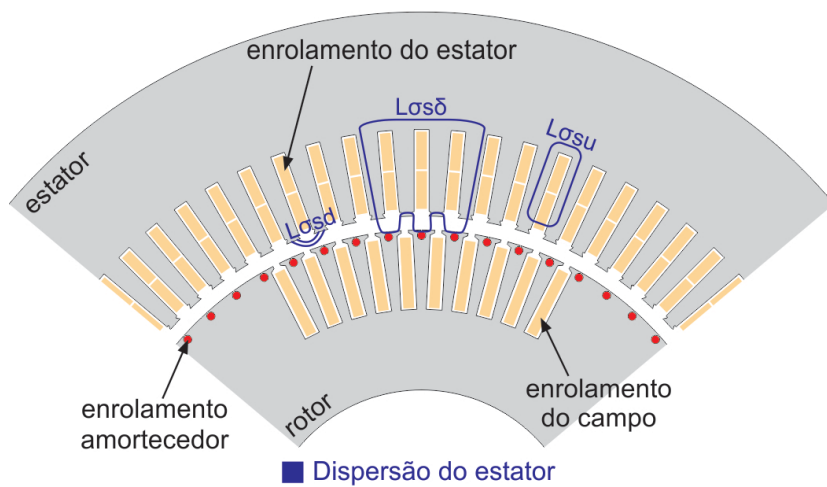
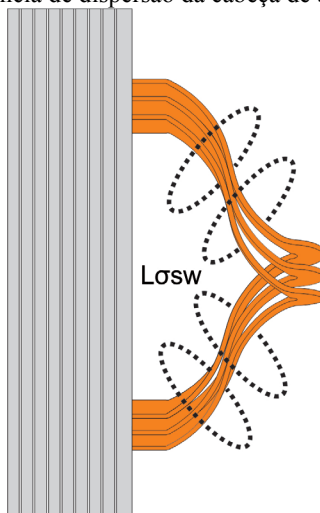


Figura 9 - Indutância de dispersão da cabeça de bobina do estator.





### 3.4.1 Indutância de dispersão do entreferro do enrolamento do estator

No estator as bobinas de cada polo são distribuídas em diversas ranhuras. Essa distribuição espacial do enrolamento gera harmônicas de densidade de fluxo magnético e, conseqüentemente, um fluxo de dispersão do entreferro conforme ilustrado na Figura 10, que produz uma indutância definida como indutância de dispersão do entreferro. Os enrolamentos do campo e do amortecedor também são distribuídos em diversas ranhuras, dessa forma o fenômeno de dispersão também existirá nesses enrolamentos.

A indutância de dispersão no entreferro por fase do enrolamento do estator pode ser calculada a partir de:

$$L_{\sigma s \delta} = L_a \cdot \sigma_{\delta} \quad (26)$$

Onde:

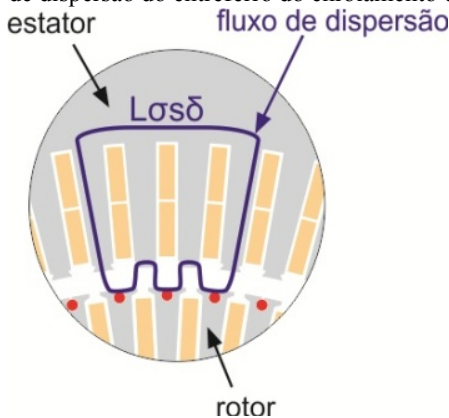
$L_a$ : indutância de reação da armadura, em H;

$\sigma_{\delta}$ : fator de dispersão da indutância do entreferro do enrolamento do estator.

O fator de dispersão  $\sigma_{\delta}$  depende da ordem das harmônicas do estator ( $v$ ), do fator de enrolamento do estator de cada harmônica  $v$  ( $k_{wsv}$ ), e do fator de enrolamento da componente fundamental do estator ( $k_{ws1}$ ) [26]:

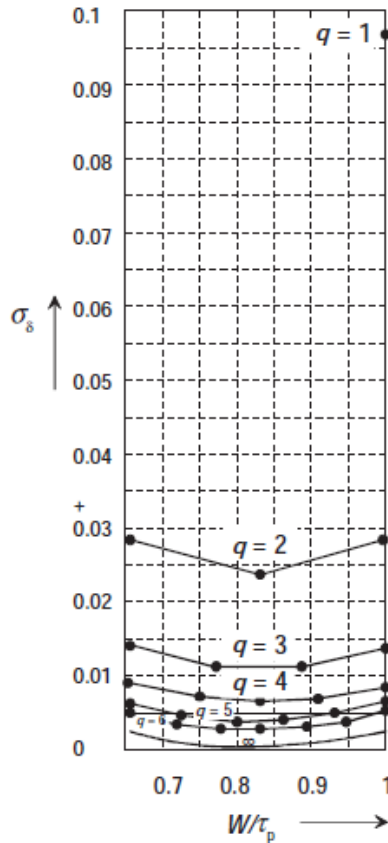
$$\sigma_{\delta} = \sum_{\substack{v=-\infty \\ v \neq 1}}^{v=+\infty} \left( \frac{k_{wsv}}{v \cdot k_{ws1}} \right)^2 \quad (27)$$

Figura 10 - Fluxo de dispersão do entreferro do enrolamento do estator.



A Figura 11 apresenta valores do fator de dispersão de um enrolamento trifásico para diferentes encurtamentos do passo da bobina ( $W/\tau_p$ ) e diferentes número de ranhuras por polo por fase ( $q$ ). Analisando-se a Figura 11, pode-se verificar que o fator de dispersão varia mais com o número de ranhuras por polo por fase do que com o encurtamento do passo de bobina. Quanto maior o número de ranhuras por polo por fase menor o fator de dispersão, apresentando valores mínimos para encurtamentos de passo de bobina de aproximadamente  $5/6$ .

Figura 11 - Fatores de dispersão do entreferro de um enrolamento trifásico.



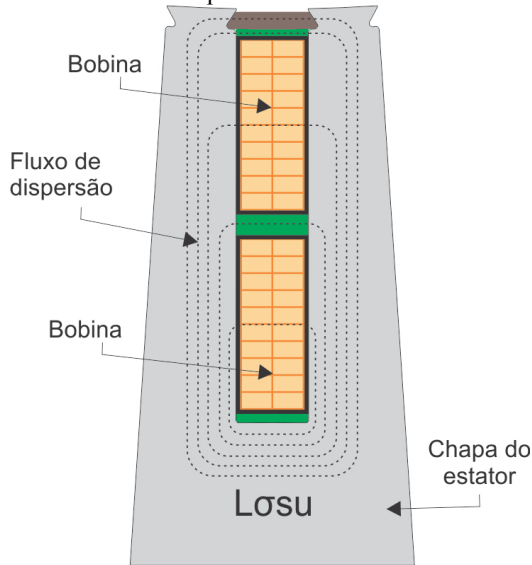
Fonte: (Pyrhönen, 2008)

### 3.4.2 Indutância de dispersão da ranhura do estator

O cálculo da indutância de dispersão da ranhura depende essencialmente da geometria da ranhura, e do número de lados de bobinas diferentes que são alojadas em uma ranhura. O enrolamento do estator possui dois lados de bobinas diferentes alojadas em uma ranhura retangular, conforme apresentado na Figura 12, esse tipo de enrolamento é designado como dupla camada.

Em um enrolamento dupla camada a indutância de dispersão da ranhura é composta pela indutância própria das espiras da camada superior, pela indutância própria das espiras da camada inferior, e pela indutância mútua das espiras entre as duas camadas. A Figura 12 ilustra as linhas do fluxo de dispersão na ranhura do estator.

Figura 12 - Fluxo de dispersão na ranhura do estator.



Considerando um enrolamento dupla camada, a indutância de dispersão da ranhura por fase pode ser calculada de forma simplificada a partir de [26]:

$$L_{\sigma su} = \left( \frac{4 \cdot m}{N_1} \right) \cdot \mu_0 \cdot L_1 \cdot N_{z1}^2 \cdot \lambda_{us} \quad (28)$$

Onde:

$m$ : número de fases do estator;  
 $N_1$ : número de ranhuras do estator;  
 $\mu_0$ : permeabilidade magnética do ar, em H/m;  
 $L_1$ : comprimento total do pacote do estator, em m;  
 $N_{z1}$ : número total de espiras em série por fase do estator;  
 $\lambda_{us}$ : fator de permeância da ranhura do estator.

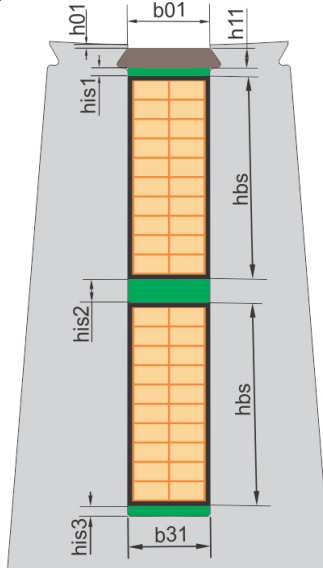
Considerando uma ranhura retangular conforme apresentada na Figura 13, o fator de permeância da ranhura  $\lambda_{us}$  é obtido através de [13]:

$$\lambda_{us} = k_1 \cdot \left( \frac{2 \cdot h_{bs}}{3 \cdot b_{31}} \right) + k_2 \cdot \left( \frac{h_{is1}}{b_{31}} + \frac{h_{01}}{b_{01}} + \frac{2 \cdot h_{11}}{b_{31} + b_{01}} \right). \quad (29)$$

Onde:

$h_{bs}$ : altura da bobina do enrolamento do estator, em mm;  
 $b_{31}$ : largura da ranhura do estator, em mm;  
 $h_{is1}$ : espessura do isolante no topo da ranhura do estator, em mm;  
 $h_{01}$ : altura da abertura da ranhura do estator, em mm;  
 $b_{01}$ : largura da abertura da ranhura do estator, em mm;  
 $h_{11}$ : altura da cunha de fechamento da ranhura do estator, em mm;  
 $k_1$  e  $k_2$ : fatores de correção devido ao encurtamento das bobinas do estator.

Figura 13 - Ranhura do estator.



Para um enrolamento trifásico, os fatores  $k_1$  e  $k_2$  são determinados através das seguintes expressões [26]:

$$k_1 = 1 - \frac{9}{16} \cdot \left(1 - \frac{2 \cdot p \cdot y_p}{N_1}\right). \quad (30)$$

$$k_2 = 1 - \frac{3}{4} \cdot \left(1 - \frac{2 \cdot p \cdot y_p}{N_1}\right). \quad (31)$$

Onde:

$p$ : número de par de polos;

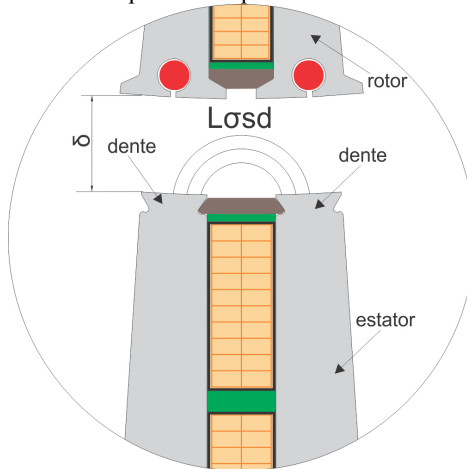
$y_p$ : passo da bobina do estator, em passos de ranhuras;

$N_1$ : número de ranhuras do estator.

### 3.4.3 Indutância de dispersão do topo do dente do estator

Uma diferença de potencial magnético entre dentes de lados opostos a abertura da ranhura gera um fluxo do topo de um dente até o topo do outro dente sobre a abertura da ranhura, conforme apresentado na Figura 14. Esse fluxo magnético gera uma indutância definida como indutância de dispersão do topo do dente. Esse efeito ocorre sobre a abertura das ranhuras dos enrolamentos, do estator, do campo e do amortecedor.

Figura 14 - Fluxo disperso no topo dos dentes do estator.



A indutância de dispersão do topo do dente por fase do estator, considerando o enrolamento dupla camada, é definida por [26]:

$$L_{\sigma sd} = \left( \frac{4 \cdot m}{N_1} \right) \cdot \mu_0 \cdot L_1 \cdot N_{z1}^2 \cdot \lambda_{ds} \quad (32)$$

Onde:

$m$ : número de fases do estator;

$N_1$ : número de ranhuras do estator;

$\mu_0$ : permeabilidade magnética do ar, em H/m;

$L_1$ : comprimento total do pacote do estator, em m;

$N_{z1}$ : número total de espiras em série por fase;

$\lambda_{ds}$ : fator de permeância do topo do dente do estator.

O fator de permeância do topo do dente  $\lambda_{ds}$  é determinado através de [13, 22, 26]:

$$\lambda_{ds} = k_2 \cdot \frac{5 \cdot \left( \frac{\delta}{b_{01}} \right)}{5 + 4 \cdot \left( \frac{\delta}{b_{01}} \right)} \quad (33)$$

Onde:

$k_2$ : fator de correção conforme expressão (31);

$\delta$ : entreferro físico, em mm;

$b_{01}$ : largura da abertura da ranhura do estator, em mm.

#### **3.4.4 Indutância de dispersão da cabeça de bobina do estator**

As correntes que fluem através dos condutores das cabeças das bobinas produzem fluxos magnéticos que geram indutâncias de dispersão nos enrolamentos do estator e do campo, denominados como indutâncias de dispersão da cabeça de bobina.

Conforme apresentado na Figura 12, o enrolamento do estator é dupla camada, e constituído por bobinas de fios retangulares. Esse tipo de enrolamento possui a cabeça da bobina conforme Figura 15.

A indutância de dispersão para essa configuração de cabeça de bobina é determinada empiricamente através das seguintes expressões [13] (ver Figura 16):

$$L_{\sigma sw} = \left( \frac{4.m}{N_1} \right) \cdot \mu_0 \cdot \left( \frac{l_{e1}}{2} + l_{e2} \right) \cdot N_{z1}^2 \cdot \lambda_{es} \cdot \quad (34)$$

$$\lambda_{es} = 1.2(k_{ws1})^2 q_1 \cdot \quad (35)$$

Onde:

m: número de fases do estator;

$N_1$ : número de ranhuras do estator;

$\mu_0$ : permeabilidade magnética do ar, em H/m;

$l_{e1}$ : comprimento da parte inclinada da cabeça de bobina do estator (Figura 16), em m;

$l_{e2}$ : comprimento da parte reta da cabeça de bobina do estator (Figura 16), em m;

$N_{z1}$ : número total de espiras em série por fase do estator;

$\lambda_{es}$ : fator de permeância da cabeça de bobina do estator;

$k_{ws1}$ : fator de enrolamento da componente fundamental do estator;

$q_1$ : número de ranhuras por polos por fase do estator.

Figura 15 - Cabeça de bobina do estator.

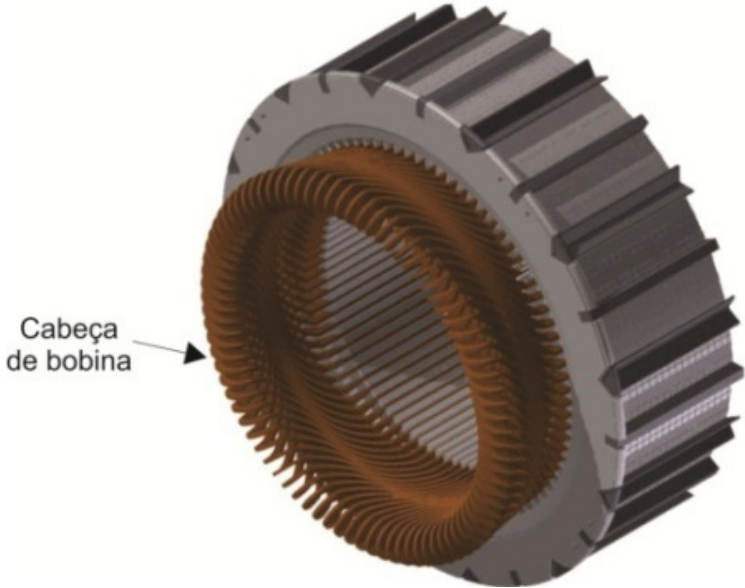
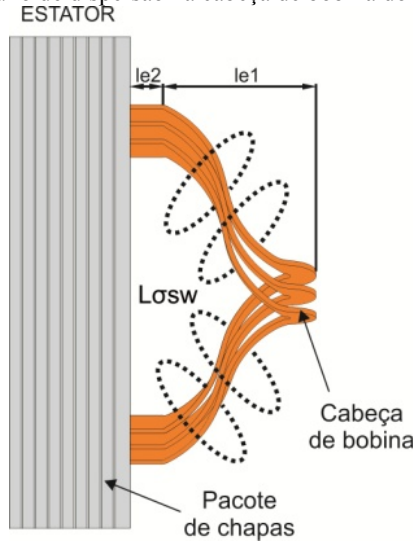


Figura 16 - Fluxo de dispersão na cabeça de bobina do estator.



### 3.5 INDUTÂNCIA DE DISPERSÃO DO ENROLAMENTO DO CAMPO

A indutância de dispersão do enrolamento do campo ( $L_{\sigma f}$ ) é constituída pelas seguintes indutâncias de dispersão:

- Indutância de dispersão do entreferro do enrolamento do campo ( $L_{\sigma f\delta}$ );
- Indutância de dispersão da ranhura do enrolamento do campo ( $L_{\sigma fu}$ );
- Indutância de dispersão do topo do dente do enrolamento do campo ( $L_{\sigma fd}$ );
- Indutância de dispersão da cabeça de bobina do enrolamento do campo ( $L_{\sigma fw}$ ).

As Figuras 17 e 18 apresentam as partes do rotor onde os fluxos magnéticos que dão origem a estas indutâncias são consideradas.



Figura 17 - Indutâncias de dispersão do enrolamento do campo.

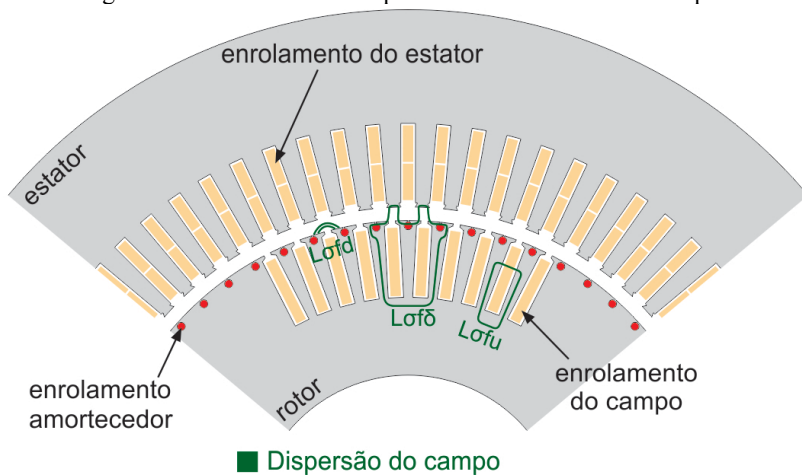
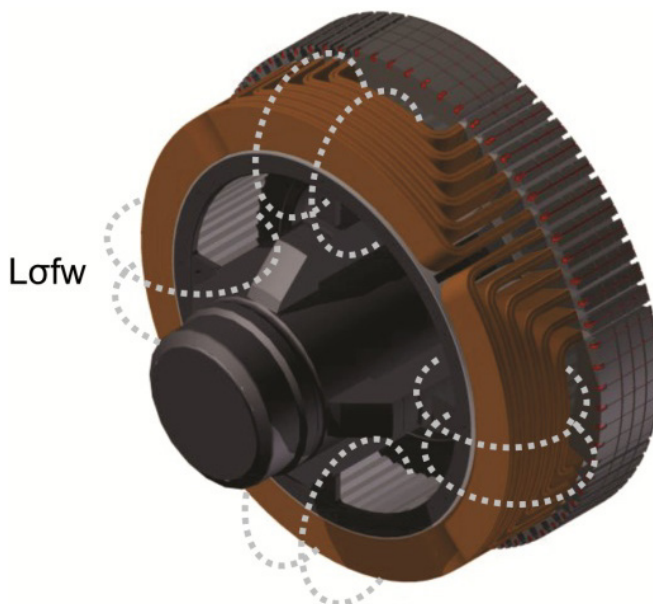


Figura 18 - Indutância de dispersão da cabeça de bobina do enrolamento do campo.



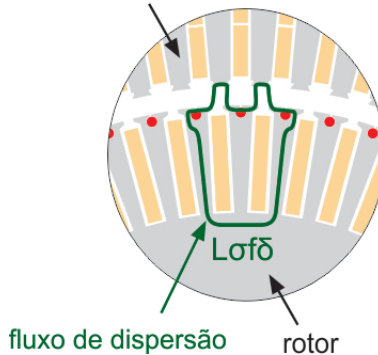
A indutância de dispersão do enrolamento do campo é calculada de maneira similar a indutância de dispersão do enrolamento do estator, por meio da soma das indutâncias apresentadas acima:

$$L_{\sigma f} = L_{\sigma f\delta} + L_{\sigma fu} + L_{\sigma fd} + L_{\sigma fw} . \quad (36)$$

### 3.5.1 Indutância de dispersão do entreferro do enrolamento do campo

As bobinas de cada polo do enrolamento do campo são distribuídas em diversas ranhuras, dessa forma assim como no enrolamento do estator existe um fluxo de dispersão, ilustrado na Figura 19, que gera uma indutância denominada como indutância de dispersão do entreferro do enrolamento do campo.

Figura 19 - Fluxo de dispersão do entreferro do enrolamento do campo.



A indutância de dispersão no entreferro do enrolamento do campo pode ser calculada a partir de:

$$L_{\sigma f\delta} = \frac{L_a}{k_{fs}} \cdot \sigma_{\delta f} . \quad (37)$$

Onde:

$L_a$ : indutância de reação da armadura, em H ;

$k_{fs}$ : fator de transformação das indutâncias e reatâncias entre os enrolamentos do campo e do estator, conforme expressão (61), apresentada a seguir no item 3.8.1;

$\sigma_{\delta f}$ : fator de dispersão da indutância do entreferro do enrolamento do campo.

O fator de dispersão  $\sigma_{\delta f}$  depende da ordem das harmônicas do campo ( $n$ ), do fator de enrolamento do campo de cada harmônica  $n$  ( $k_{wfn}$ ), e do fator de enrolamento da componente fundamental do campo ( $k_{wf1}$ ):

$$\sigma_{\delta f} = \sum_{\substack{n=-\infty \\ n \neq 1}}^{n=+\infty} \left( \frac{k_{wfn}}{n \cdot k_{wf1}} \right)^2. \quad (38)$$

### 3.5.2 Indutância de dispersão da ranhura do enrolamento do campo

O enrolamento do campo possui uma metade de bobina alojada em uma ranhura retangular, conforme apresentado na Figura 20, esse tipo de enrolamento é designado como camada única. Considerando um enrolamento camada única e monofásico, a indutância de dispersão da ranhura, ilustrada na Figura 20, pode ser calculada a partir de:

$$L_{\sigma fu} = \mu_0 \cdot L_2 \cdot z_2^2 \cdot N_2 \lambda_{uf}. \quad (39)$$

Onde:

$\mu_0$ : permeabilidade magnética do ar, em H/m;

$L_2$ : comprimento total do pacote do rotor, em m;

$z_2$ : número de espiras por bobina do enrolamento do campo;

$N_2$ : número de ranhuras do campo;

$\lambda_{uf}$ : fator de permeância da ranhura do enrolamento de campo.

Considerando uma ranhura retangular conforme apresentada na Figura 21, o fator de permeância da ranhura  $\lambda_{uf}$  é determinado pela seguinte expressão [13, 19]:

$$\lambda_{uf} = \frac{h_{bf}}{3 \cdot b_{22}} + \frac{h_{22} - h_{bf} - h_{f2}}{b_{22}} + \frac{h_{02}}{b_{02}} + \frac{2 \cdot h_{12}}{b_{22} + b_{02}}. \quad (40)$$

Onde:

$h_{bf}$ : altura do bobina do enrolamento do campo, em mm;

$b_{22}$ : largura da ranhura do campo, em mm;

$h_{22}$ : altura da parte reta da ranhura do campo, em mm;

$h_{if2}$ : espessura do isolante no fundo da ranhura do campo, em mm;  
 $h_{02}$ : altura da abertura da ranhura do campo, em mm;  
 $b_{02}$ : largura da abertura da ranhura do campo, em mm;  
 $h_{12}$ : altura da inclinação da estaca de fechamento do campo, em mm.

Figura 20 - Indutância de dispersão da ranhura do enrolamento do campo.

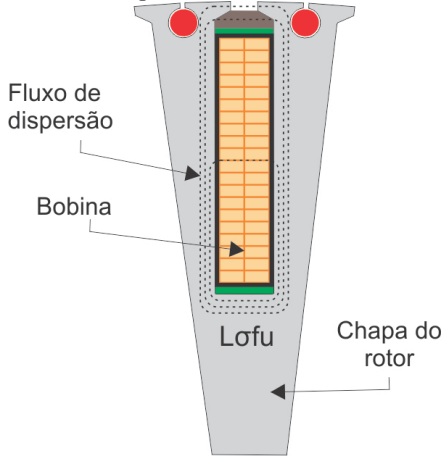
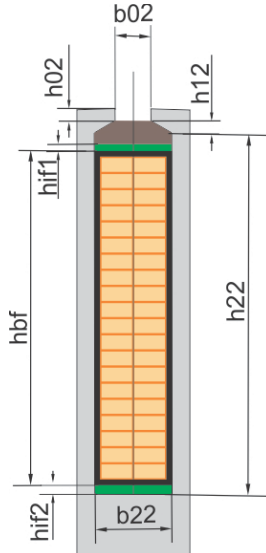


Figura 21 - Ranhura do enrolamento do campo.



### 3.5.3 Indutância de dispersão do topo do dente do enrolamento do campo

Assim como no estator, no rotor existe um fluxo de dispersão do topo de um dente até o topo do outro dente sobre a abertura da ranhura do campo, conforme ilustrado na Figura 22. A indutância de dispersão do topo do dente do enrolamento do campo, considerando o enrolamento monofásico e sem encurtamento da bobina, é determinado pelas seguintes expressões:

$$L_{\sigma fd} = \mu_0 \cdot L_2 \cdot z_2^2 \cdot N_2 \lambda_{df} . \quad (41)$$

$$\lambda_{df} = \frac{5 \cdot \left( \frac{\delta}{b_{02}} \right)}{5 + 4 \cdot \left( \frac{\delta}{b_{02}} \right)} . \quad (42)$$

Onde:

$\mu_0$ : permeabilidade magnética do ar, em H/m;

$L_2$ : comprimento total do pacote do rotor, em m;

$z_2$ : número de espiras por bobina do enrolamento do campo;

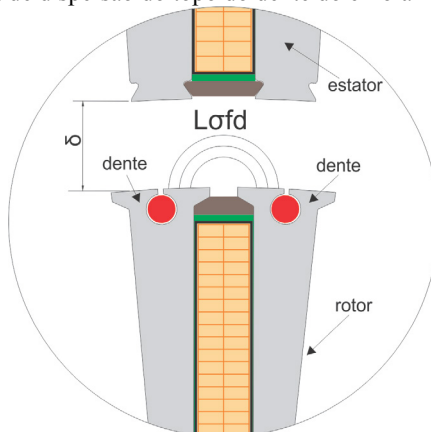
$N_2$ : número de ranhuras do campo;

$\lambda_{df}$ : fator de permeância do topo do dente do enrolamento do campo;

$\delta$ : entreferro físico, em mm;

$b_{02}$ : largura da abertura da ranhura do campo, em mm.

Figura 22 - Indutância de dispersão do topo do dente do enrolamento do campo.



### 3.5.4 Indutância de dispersão da cabeça de bobina do enrolamento do campo

Considerando que a indutância de dispersão da cabeça de bobina do campo (Figura 18) pode ser determinada de maneira similar a indutância de dispersão da cabeça de bobina do estator (Figura 16), tem-se que a indutância de dispersão da cabeça de bobina do enrolamento do campo pode ser obtida por meio de:

$$L_{\sigma fw} = \mu_0 \cdot \left( \frac{l_{ec}}{2} + b_r \right) \cdot z_2^2 \cdot N_2 \lambda_{ef} . \quad (43)$$

$$\lambda_{ef} = 1.2(k_{wf1})^2 q_2 . \quad (44)$$

Onde:

$\mu_0$ : permeabilidade magnética do ar, em H/m;

$l_{ec}$ : comprimento da cabeça de bobina do enrolamento do campo (Figura 23), em m;

$b_r$ : espessura do anel de curto-circuito (Figura 23), em m;

$z_2$ : número de espiras por bobina do enrolamento do campo;

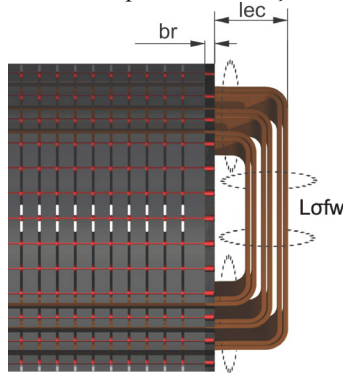
$N_2$ : número de ranhuras do campo;

$\lambda_{ef}$ : fator de permeância da cabeça de bobina do enrolamento do campo;

$k_{wf1}$ : fator de enrolamento da componente fundamental do campo;

$q_2$ : número de ranhuras por polos por fase do enrolamento do campo.

Figura 23 - Indutância de dispersão da cabeça de bobina do campo.



### 3.6 INDUTÂNCIA DE DISPERSÃO DO ENROLAMENTO AMORTECEDOR

O enrolamento amortecedor apresenta uma indutância de dispersão de eixo direto ( $L_{\sigma 3d}$ ) e uma indutância de dispersão de eixo em quadratura ( $L_{\sigma 3q}$ ). Quando o enrolamento amortecedor é distribuído ao longo de toda periferia do rotor (Figura 1) as indutâncias de dispersão do eixo direto e do eixo em quadratura são iguais. Entretanto, quando o enrolamento amortecedor é distribuído somente sobre o polo do rotor (Figura 2) as indutâncias de dispersão do eixo direto e do eixo em quadratura são diferentes devido à assimetria da distribuição do enrolamento.

A indutância de dispersão do enrolamento amortecedor de eixo direto ( $L_{\sigma 3d}$ ) é composta pelas seguintes indutâncias de dispersão:

- Indutância de dispersão do entreferro do enrolamento amortecedor ( $L_{\sigma d\delta}$ );
- Indutância de dispersão da ranhura do enrolamento amortecedor ( $L_{\sigma du}$ );
- Indutância de dispersão do topo do dente do enrolamento amortecedor ( $L_{\sigma dd}$ );
- Indutância de dispersão do anel de curto-circuito de eixo direto ( $L_{\sigma drd}$ ).

A indutância de dispersão do enrolamento amortecedor de eixo direto é calculada como a soma das indutâncias supracitadas:

$$L_{\sigma 3d} = L_{\sigma d\delta} + L_{\sigma du} + L_{\sigma dd} + L_{\sigma drd} . \quad (45)$$

A seguir são apresentadas as indutâncias de dispersão que compõem a indutância de dispersão do enrolamento amortecedor de eixo em quadratura ( $L_{\sigma 3q}$ ):

- Indutância de dispersão do entreferro do enrolamento amortecedor ( $L_{\sigma d\delta}$ );
- Indutância de dispersão da ranhura do enrolamento amortecedor ( $L_{\sigma du}$ );
- Indutância de dispersão do topo do dente do enrolamento amortecedor ( $L_{\sigma dd}$ );

- Indutância de dispersão do anel de curto-circuito de eixo em quadratura ( $L_{\sigma drq}$ ).

A indutância de dispersão do enrolamento amortecedor de eixo em quadratura é calculada de maneira similar a do eixo direto, como a soma das indutâncias supracitadas:

$$L_{\sigma 3q} = L_{\sigma d\delta} + L_{\sigma du} + L_{\sigma dd} + L_{\sigma drq} . \quad (46)$$

As Figuras 24 e 25 apresentam as partes do rotor onde os fluxos magnéticos que dão origem a estas indutâncias são consideradas.

Figura 24 - Indutâncias de dispersão do enrolamento amortecedor.

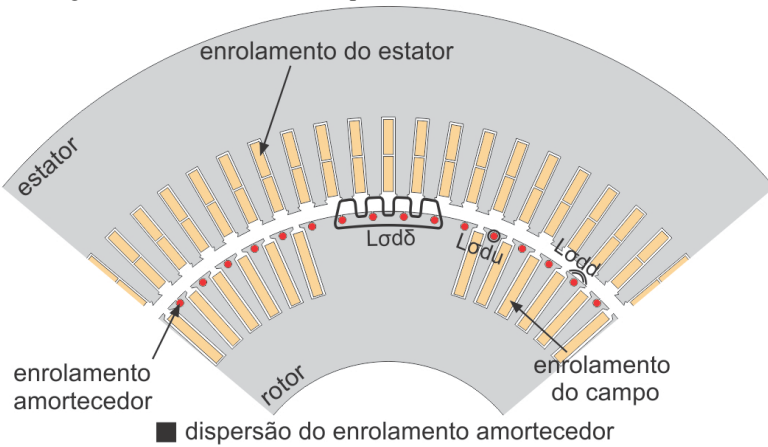
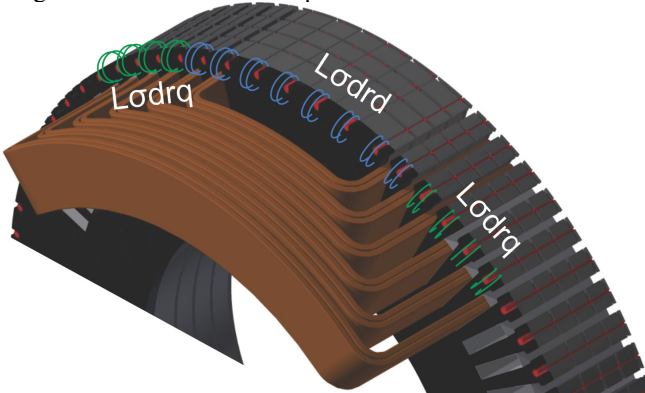


Figura 25 - Indutância de dispersão do anel de curto-circuito.





### 3.6.1 Indutância de dispersão do entreferro do enrolamento amortecedor

Considerando o enrolamento amortecedor distribuído simetricamente ao longo de toda periferia do rotor (Figura 1), a indutância de dispersão do entreferro do enrolamento amortecedor pode ser determinada pelas mesmas equações utilizadas para determinar a indutância de dispersão do entreferro do rotor de motores de indução [26]:

$$L_{\sigma d\delta} = \frac{L_a}{k_{ds}} \cdot \sigma_{\delta d} \quad (47)$$

$$\sigma_{\delta d} = \frac{\pi^2}{3} \cdot \left( \frac{1}{2 \cdot z_d} \right)^2 \quad (48)$$

Onde:

$L_a$ : indutância de reação da armadura, em H;

$k_{ds}$ : fator de transformação das indutâncias e reatâncias entre os enrolamentos do estator e do amortecedor, conforme expressão (66), apresentada a seguir no item 3.8.3;

$\sigma_{\delta d}$ : fator de dispersão da indutância do entreferro do enrolamento amortecedor;

$z_d$ : número de barras do enrolamento amortecedor por polo.

Considerando o enrolamento amortecedor distribuído somente sobre o polo do rotor (Figura 2), a indutância de dispersão do entreferro do enrolamento amortecedor pode ser calculada por [13]:

$$L_{\sigma d\delta} = \frac{\mu_0 \cdot L_2 \cdot z_d^2 \cdot p \cdot \tau_p \cdot \sigma_{\delta d}}{\pi^2 \cdot k_c \cdot \delta} \quad (49)$$

Onde:

$\mu_0$ : permeabilidade magnética do ar, em H/m;

$L_2$ : comprimento total do pacote do rotor, em m;

$z_d$ : número de barras do enrolamento amortecedor por polo;

$p$ : número de par de polos;

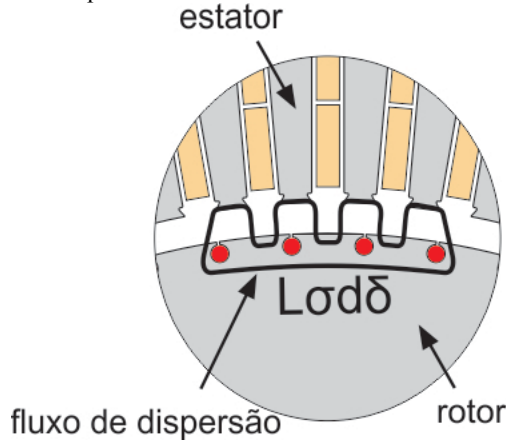
$\tau_p$ : passo polar, em m;

$k_c$ : fator de Carter total;

$\delta$ : entreferro físico, em m.

A Figura 26 ilustra as linhas do fluxo de dispersão do entreferro do enrolamento amortecedor.

Figura 26 - Fluxo de dispersão do entreferro do enrolamento amortecedor.



### 3.6.2 Indutância de dispersão da ranhura do enrolamento amortecedor

O enrolamento amortecedor é constituído por barras de cobre circulares, alojadas em ranhuras conforme apresentado na Figura 27. A indutância de dispersão da ranhura do enrolamento amortecedor, ilustrada na Figura 27, pode ser calculada a partir de:

$$L_{\sigma du} = \mu_0 \cdot L_2 \cdot z_d \cdot p \cdot \lambda_{ud} \cdot \quad (50)$$

Onde:

$\mu_0$ : permeabilidade magnética do ar, em H/m;

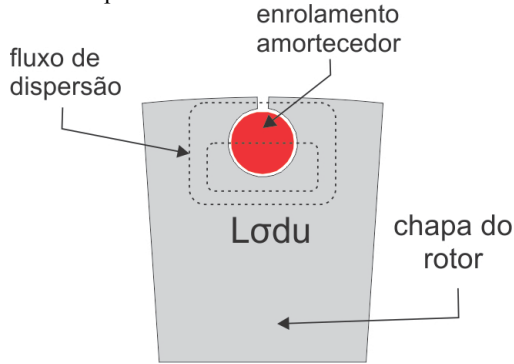
$L_2$ : comprimento total do pacote do rotor, em m;

$z_d$ : número de barras do enrolamento amortecedor por polo;

$p$ : número de par de polos;

$\lambda_{ud}$ : fator de permeância da ranhura do enrolamento amortecedor.

Figura 27 - Indutância de dispersão da ranhura do enrolamento amortecedor.



Considerando uma ranhura circular conforme apresentada na Figura 28, o fator de permeância da ranhura  $\lambda_{ud}$  é calculado pela seguinte expressão [13, 22, 26]:

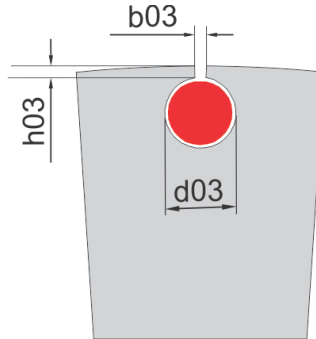
$$\lambda_{ud} = \frac{h_{03}}{b_{03}} + 0.66 . \quad (51)$$

Onde:

$b_{03}$ : largura da abertura da ranhura do enrolamento amortecedor, em mm;

$h_{03}$ : altura da abertura da ranhura do enrolamento amortecedor, em mm.

Figura 28 - Ranhura do enrolamento amortecedor.



### 3.6.3 Indutância de dispersão do topo do dente do enrolamento amortecedor

A indutância de dispersão do topo do dente do enrolamento amortecedor, ilustrada na Figura 29, é determinada pelas seguintes expressões [13]:

$$L_{\sigma dd} = \mu_0 \cdot L_2 \cdot z_d \cdot p \cdot \lambda_{dd} \cdot \quad (52)$$

$$\lambda_{dd} = \frac{5 \cdot \left(\frac{\delta}{b_{03}}\right)}{5 + 4 \cdot \left(\frac{\delta}{b_{03}}\right)} \cdot \quad (53)$$

Onde:

$\mu_0$ : permeabilidade magnética do ar, em H/m;

$L_2$ : comprimento total do pacote do rotor, em m;

$z_d$ : número de barras do enrolamento amortecedor por polo;

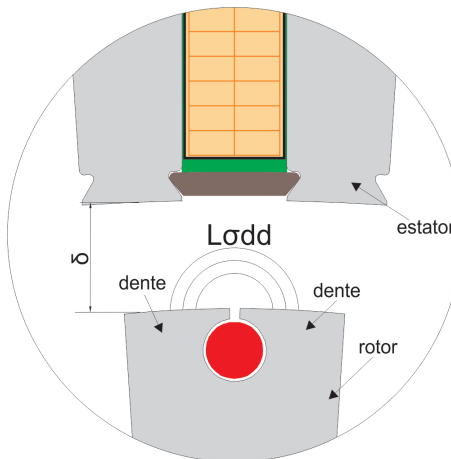
$p$ : número de par de polos;

$\lambda_{dd}$ : fator de permeância do topo do dente do enrolamento amortecedor;

$\delta$ : entreferro físico, em mm;

$b_{03}$ : largura da abertura da ranhura do enrolamento amortecedor, em mm.

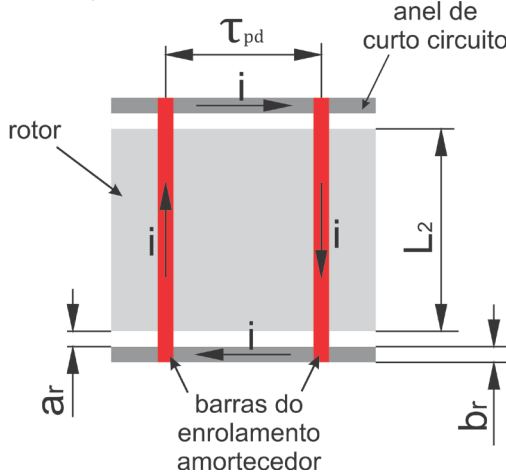
Figura 29 - Indutância de dispersão do topo do dente do enrolamento amortecedor.



### 3.6.4 Indutância de dispersão do anel de curto-circuito

A corrente do enrolamento amortecedor flui pelas barras de cobre e pelos anéis de curto-circuito, conforme apresentado na Figura 30. Quando a corrente circula pelos anéis de curto-circuito, fluxos magnéticos são produzidos por essa corrente, gerando indutâncias de dispersão conforme apresentado na Figura 25. Essas indutâncias são definidas como indutância de dispersão do anel de curto-circuito de eixo direto ( $L_{\sigma drd}$ ) e indutância de dispersão do anel de curto-circuito de eixo quadratura ( $L_{\sigma drq}$ ).

Figura 30 - Circulação de corrente no enrolamento amortecedor.



As indutâncias  $L_{\sigma drd}$  e  $L_{\sigma drq}$  podem ser obtidas a partir de [13]:

$$L_{\sigma drd} = 0,67 \cdot \mu_0 \cdot z_d \cdot p \cdot \left( 0,36 \cdot \tau_{pd} \cdot \frac{z_d}{2} + b_r + 2 \cdot a_r \right). \quad (54)$$

$$L_{\sigma drq} = 0,67 \cdot \mu_0 \cdot z_d \cdot p \cdot \left( 0,36 \cdot \tau_p - \tau_{pd} \cdot \frac{z_d}{2} + b_r + 2 \cdot a_r \right). \quad (55)$$

Onde:

$\mu_0$ : permeabilidade magnética do ar, em H/m;

$z_d$ : número de barras do enrolamento amortecedor por polo;

$p$ : número de par de polos;

$\tau_p$ : passo polar; em m;

$\tau_{pd}$ : passo das barras do enrolamento amortecedor no eixo direto, em m;  
 $b_r$ : espessura do anel de curto-circuito, em m;  
 $a_r$ : distância entre o anel de curto e o pacote do rotor, em m.

Quando o enrolamento amortecedor é distribuído simetricamente ao longo de toda periferia do rotor (Figura 1) as indutâncias  $L_{\sigma drd}$  e  $L_{\sigma drq}$  são iguais, mas quando o enrolamento amortecedor é distribuído somente sobre o polo do rotor (Figura 2) a dispersão do anel de curto-circuito no eixo quadratura é superior a do eixo direto.

### 3.7 REATÂNCIAS DE DISPERSÃO

As reatâncias de dispersão são obtidas a partir das indutâncias de dispersão e da frequência elétrica:

$$X_{\sigma s} = 2 \cdot \pi \cdot f \cdot L_{\sigma s} . \quad (56)$$

$$X_{\sigma f} = 2 \cdot \pi \cdot f \cdot L_{\sigma f} . \quad (57)$$

$$X_{\sigma 3d} = 2 \cdot \pi \cdot f \cdot L_{\sigma 3d} . \quad (58)$$

$$X_{\sigma 3q} = 2 \cdot \pi \cdot f \cdot L_{\sigma 3q} . \quad (59)$$

Onde:

$X_{\sigma s}$ : reatância de dispersão do estator;

$X_{\sigma f}$ : reatância de dispersão do enrolamento do campo;

$X_{\sigma 3d}$ : reatância de dispersão do enrolamento amortecedor de eixo direto;

$X_{\sigma 3q}$ : reatância de dispersão do enrolamento amortecedor de eixo em quadratura.

### 3.8 REATÂNCIAS DE DISPERSÃO REFERIDAS AO ESTATOR

Em máquinas elétricas girantes, os circuitos equivalentes geralmente apresentam todas as reatâncias referidas ao estator, conforme será apresentado no item 3.9. A seguir será apresentada a metodologia utilizada para o cálculo das reatâncias do enrolamento do campo e do enrolamento amortecedor referidas ao estator.

### 3.8.1 Reatância de dispersão do enrolamento do campo referida ao estator

A reatância de dispersão do enrolamento do campo referida ao estator ( $X'_{\sigma f}$ ) é determinada por meio de:

$$X'_{\sigma f} = k_{fs} \cdot X_{\sigma f} . \quad (60)$$

Onde:

$k_{fs}$ : fator de transformação das indutâncias e reatâncias entre os enrolamentos do campo e do estator;

$X_{\sigma f}$ : reatância de dispersão do enrolamento do campo.

Com [13, 20, 26]:

$$k_{fs} = \frac{\left( \frac{n_c \cdot z_1 \cdot N_1 \cdot k_{ws1}}{a} \right)^2}{2 \cdot m \cdot (z_2 \cdot 4 \cdot p \cdot k_{wf1})^2} . \quad (61)$$

Onde:

$n_c$ : número de camadas do enrolamento do estator;

$z_1$ : número de espiras por bobina do estator;

$N_1$ : número de ranhuras do estator;

$k_{ws1}$ : fator de enrolamento da componente fundamental do estator;

$a$ : número de circuitos em paralelo no estator;

$m$ : número de fases do estator;

$z_2$ : número de espiras por bobina do rotor;

$p$ : número de par de polos;

$k_{wf1}$ : fator de enrolamento da componente fundamental do campo.

### 3.8.2 Reatância de dispersão do enrolamento amortecedor de eixo direto referida ao estator

A reatância de dispersão do enrolamento amortecedor de eixo direto referida ao estator ( $X'_{\sigma 3d}$ ) pode ser obtida a partir de:

$$X'_{\sigma 3d} = k_{dsd} \cdot X_{\sigma 3d} . \quad (62)$$

Onde:

$k_{dsd}$ : fator de transformação das indutâncias e reatâncias de eixo direto entre o enrolamento amortecedor e o enrolamento do estator;

$X_{\sigma 3d}$ : reatância de dispersão do enrolamento amortecedor de eixo direto.

Com [13],

$$k_{dsd} = \frac{\left( \frac{n_c \cdot z_1 \cdot N_1 \cdot k_{ws1}}{a} \right)^2}{2 \cdot m \cdot (p \cdot z_d \cdot k_{dd1})^2} \cdot \quad (63)$$

Onde:

$n_c$ : número de camadas do enrolamento do estator;

$z_1$ : número de espiras por bobina do estator;

$N_1$ : número de ranhuras do estator;

$k_{ws1}$ : fator de enrolamento da componente fundamental do estator;

$a$ : número de circuitos em paralelo no estator;

$m$ : número de fases do estator;

$p$ : número de par de polos;

$z_d$ : número de barras do enrolamento amortecedor por polo;

$k_{dd1}$ : fator de enrolamento da componente fundamental do enrolamento amortecedor de eixo direto.

### **3.8.3 Reatância de dispersão do enrolamento amortecedor de eixo em quadratura referida ao estator**

A reatância de dispersão do enrolamento amortecedor de eixo em quadratura referida ao estator ( $X'_{\sigma 3q}$ ) é calculada pela seguinte expressão:

$$X'_{\sigma 3q} = k_{dsq} \cdot X_{\sigma 3q} \cdot \quad (64)$$

Onde:

$k_{dsq}$ : fator de transformação das indutâncias e reatâncias de eixo em quadratura entre o enrolamento amortecedor e o enrolamento do estator;

$X_{\sigma 3q}$ : reatância de dispersão do enrolamento amortecedor de eixo em quadratura.

Com [13],



$$k_{dsq} = \frac{\left(\frac{n_c \cdot z_1 \cdot N_1 \cdot k_{ws1}}{a}\right)^2}{2 \cdot m \cdot (p \cdot z_d \cdot k_{dq1})^2} \cdot \quad (65)$$

Onde:

$n_c$ : número de camadas do enrolamento do estator;

$z_1$ : número de espiras por bobina do estator;

$N_1$ : número de ranhuras do estator;

$k_{ws1}$ : fator de enrolamento da componente fundamental do estator;

$a$ : número de circuitos em paralelo no estator;

$m$ : número de fases do estator;

$p$ : número de par de polos;

$z_d$ : número de barras do enrolamento amortecedor por polo;

$k_{dq1}$ : fator de enrolamento da componente fundamental do enrolamento amortecedor de eixo em quadratura.

Nas máquinas em que o enrolamento amortecedor é distribuído simetricamente ao longo de toda a periferia do rotor, tem-se que os fatores de transformação das indutâncias e reatâncias de eixo direto e eixo em quadratura são iguais:

$$k_{dsd} = k_{dsq} = k_{ds} \cdot \quad (66)$$

Onde:

$k_{ds}$ : fator de transformação das indutâncias e reatâncias entre o enrolamento amortecedor e o enrolamento do estator.

### 3.9 CIRCUITOS EQUIVALENTES DE MÁQUINAS SÍNCRONAS DE POLOS LISOS

#### 3.9.1 Reatâncias de eixo direto

##### 3.9.1.1 Reatância síncrona de eixo direto

A reatância síncrona de eixo direto ( $X_d$ ) é definida como a soma da reatância de reação da armadura de eixo direto ( $X_{ad}$ ) e da reatância de dispersão do enrolamento do estator ( $X_{\sigma s}$ ):

$$X_d = X_{ad} + X_{\sigma s} \cdot \quad (67)$$

Conforme apresentado no item 3.1, em uma máquina síncrona de polos lisos as relutâncias dos eixos, direto e quadratura, são aproximadamente iguais, dessa forma tem-se que:

$$X_{aq} \cong X_{ad} = X_a . \quad (68)$$

Onde:

$X_a$ : reatância de reação da armadura;

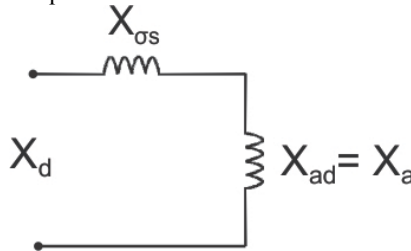
$X_{aq}$ : reatância de reação da armadura de eixo em quadratura.

Substituindo a equação 68 em 67, obtém-se:

$$X_d = X_a + X_{\sigma s} . \quad (69)$$

A Figura 31 mostra o circuito equivalente da reatância síncrona de eixo direto de uma máquina de polos lisos.

Figura 31 - Circuito equivalente da reatância síncrona de eixo direto.



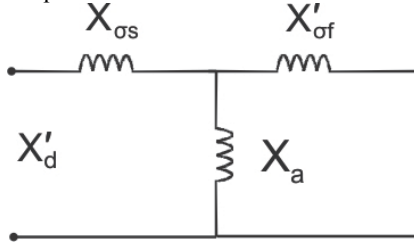
### 3.9.1.2 Reatância transitória de eixo direto

A reatância transitória de eixo direto ( $X'_d$ ) depende da reatância de reação da armadura ( $X_a$ ), da reatância de dispersão do enrolamento do estator ( $X_{\sigma s}$ ), e da reatância de dispersão do enrolamento do campo referida ao estator ( $X'_{\sigma f}$ ) [14, 26, 32]:

$$X'_d = X_{\sigma s} + \left( \frac{X_a \cdot X'_{\sigma f}}{X_a + X'_{\sigma f}} \right) . \quad (70)$$

A Figura 32 ilustra o circuito equivalente da reatância transitória de eixo direto.

Figura 32 - Circuito equivalente da reatância transitória de eixo direto.



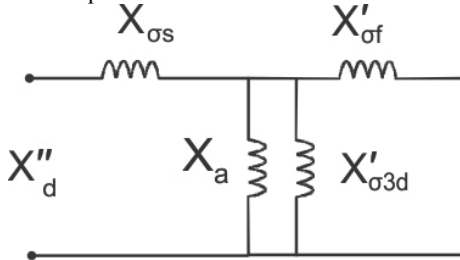
### 3.9.1.3 Reatância subtransitória de eixo direto

A reatância subtransitória de eixo direto ( $X''_d$ ) é determinada a partir da reatância de reação da armadura ( $X_a$ ), da reatância de dispersão do enrolamento do estator ( $X_{\sigma s}$ ), da reatância de dispersão do enrolamento do campo referida ao estator ( $X'_{\sigma f}$ ), e da reatância de dispersão do enrolamento amortecedor de eixo direto referida ao estator ( $X'_{\sigma 3d}$ ) [14, 26, 32]:

$$X''_d = X_{\sigma s} + \frac{X_a \cdot \left( \frac{X'_{\sigma f} X'_{\sigma 3d}}{X'_{\sigma f} + X'_{\sigma 3d}} \right)}{X_a + \left( \frac{X'_{\sigma f} X'_{\sigma 3d}}{X'_{\sigma f} + X'_{\sigma 3d}} \right)}. \quad (71)$$

A Figura 33 apresenta o circuito equivalente da reatância subtransitória de eixo direto.

Figura 33 - Circuito equivalente da reatância subtransitória de eixo direto.



### 3.9.2 Reatâncias de eixo em quadratura

#### 3.9.2.1 Reatância síncrona de eixo quadratura

A reatância síncrona de eixo em quadratura ( $X_q$ ) é definida como a soma da reatância de reação da armadura de eixo em quadratura ( $X_{aq}$ ) e da reatância de dispersão do enrolamento do estator ( $X_{\sigma s}$ ):

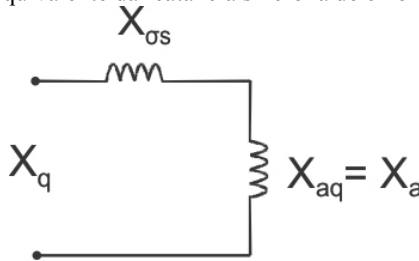
$$X_q = X_{aq} + X_{\sigma s} . \quad (72)$$

Considerando uma máquina síncrona de polos lisos, em que as reatâncias de reação da armadura dos eixos, direto e quadratura, são aproximadamente iguais, conforme apresentado na equação (68), a reatância síncrona de eixo em quadratura pode ser determinada a partir de:

$$X_q \cong X_d . \quad (73)$$

A Figura 34 mostra o circuito equivalente da reatância síncrona de eixo em quadratura de uma máquina de polos lisos.

Figura 34 - Circuito equivalente da reatância síncrona de eixo em quadratura.



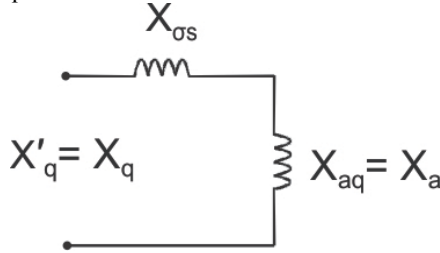
#### 3.9.2.2 Reatância transitória de eixo em quadratura

A máquina síncrona de polos lisos com rotor laminado não possui enrolamento do campo perpendicular ao eixo do polo (eixo quadratura), dessa forma a reatância transitória de eixo em quadratura ( $X'_q$ ) é aproximadamente igual à reatância síncrona de eixo em quadratura ( $X_q$ ) [14]:

$$X'_q \cong X_q . \quad (74)$$

A Figura 35 ilustra o circuito equivalente da reatância transitória de eixo em quadratura de uma máquina síncrona de polos lisos com rotor laminado.

Figura 35 - Circuito equivalente da reatância transitória de eixo em quadratura.



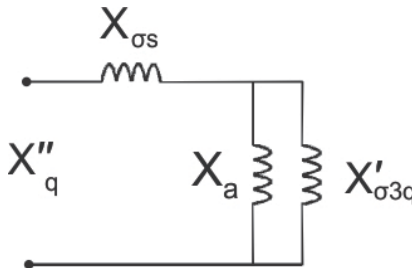
### 3.9.2.3 Reatância subtransitória de eixo quadratura

A reatância subtransitória de eixo em quadratura ( $X''_q$ ) depende da reatância de reação da armadura ( $X_a$ ), da reatância de dispersão do enrolamento do estator ( $X_{\sigma s}$ ), e da reatância de dispersão do enrolamento amortecedor de eixo em quadratura referida ao estator ( $X'_{\sigma 3q}$ ) [14, 26, 32]:

$$X''_q = X_{\sigma s} + \left( \frac{X_a \cdot X'_{\sigma 3q}}{X_a + X'_{\sigma 3q}} \right). \quad (75)$$

A Figura 36 apresenta o circuito equivalente da reatância subtransitória de eixo em quadratura.

Figura 36 - Circuito equivalente da reatância subtransitória de eixo em quadratura.





## 4 ENSAIOS PARA DETERMINAÇÃO DAS REATÂNCIAS

A fim de se determinar experimentalmente as reatâncias dos dois geradores síncronos fabricados, foram realizados ensaios de acordo com as normas técnicas [1, 10, 12] que os regulamentam:

- Ensaio de saturação em vazio;
- Ensaio de curto-circuito trifásico permanente;
- Ensaio de curto-circuito trifásico instantâneo;
- Ensaio de aplicação de tensão com o rotor posicionado no eixo direto; e
- Ensaio de aplicação de tensão com rotor posicionado no eixo em quadratura.

A seguir serão apresentados os métodos utilizados para obtenção das reatâncias através dos ensaios, e os procedimentos executados.

### 4.1 DETERMINAÇÃO DA REATÂNCIA SÍNCRONA DE EIXO DIRETO

A reatância síncrona de eixo direto não saturada pode ser calculada a partir de:

$$X_d = \frac{I_{excc}}{I_{ex\delta}}. \quad (76)$$

Onde:

$I_{excc}$ : corrente de excitação para atingir a corrente nominal na curva de curto-circuito trifásico permanente;

$I_{ex\delta}$ : corrente de excitação para atingir a tensão nominal na linha do entreferro da curva de saturação em vazio.

As correntes de excitação  $I_{ex\delta}$  e  $I_{excc}$  são obtidas a partir da curva de saturação em vazio e da curva de curto-circuito trifásico permanente, respectivamente, conforme apresentado na Figura 37 e na Figura 38. Essas curvas são obtidas a partir do ensaio de saturação em vazio e do ensaio de curto-circuito trifásico permanente.

Figura 37 - Curvas de saturação a vazio e linha do entreferro.

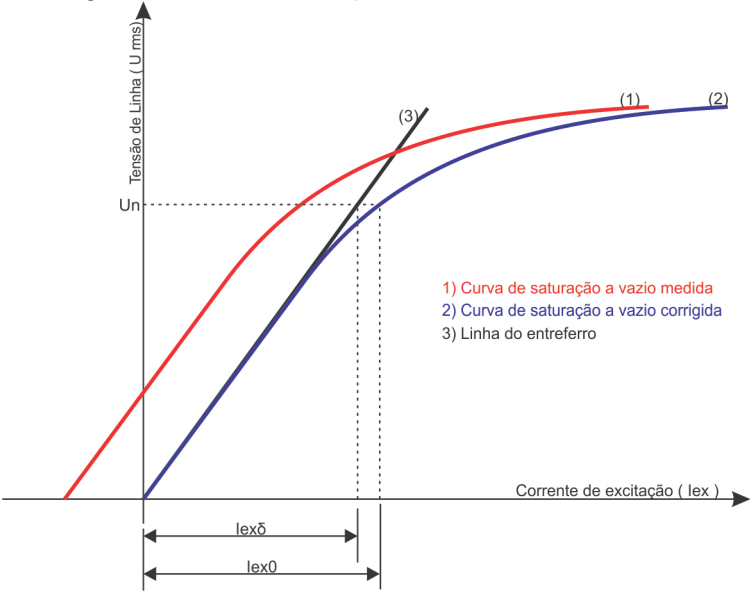
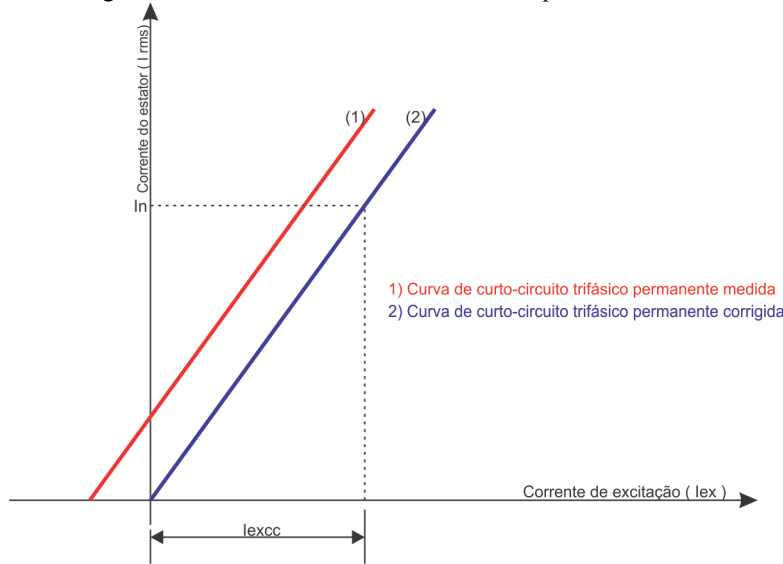


Figura 38 - Curvas de curto-circuito trifásico permanente.





### 4.1.1 Ensaio de saturação em vazio

No ensaio de saturação em vazio, a máquina é conectada conforme esquema de ligação ilustrado na Figura 39, e é acionada como gerador por meio de um motor, ajustando-se a rotação nominal da máquina ensaiada.

Após ajustado a rotação nominal, é aplicada aos terminais do estator da excitatriz uma tensão contínua, chamada de tensão de excitação. A tensão de excitação é aumentada até se atingir uma tensão nos terminais do gerador de valor 20% superior a tensão nominal, e então são realizadas simultaneamente as seguintes medições:

- Tensão de excitação ( $U_{ex}$ );
- Corrente contínua do estator da excitatriz denominada de corrente de excitação ( $I_{ex}$ );
- Frequência;
- Tensão eficaz de linha entre as fases R e S ( $U_{RS}$ );
- Tensão eficaz de linha entre as fases R e T ( $U_{RT}$ ); e
- Tensão eficaz de linha entre as fases S e T ( $U_{ST}$ ).

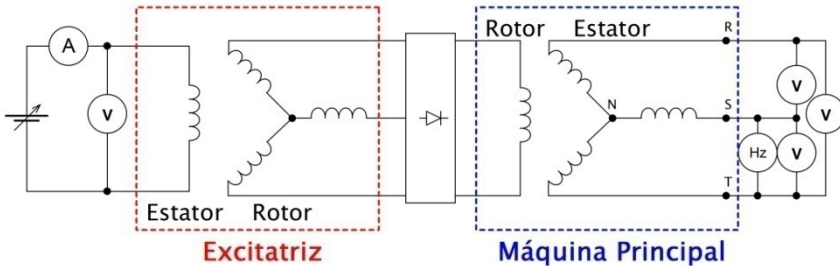
A tensão de excitação é reduzida gradualmente a fim de se variar a tensão nos terminais do gerador do valor de 20% superior a tensão nominal até a tensão residual da máquina, que corresponde a tensão nos terminais do gerador sem excitação nos terminais do estator da excitatriz. Em pontos distribuídos uniformemente, normalmente a cada variação de 10% da tensão nos terminais do gerador, são realizadas as mesmas medições que foram realizadas para a condição de tensão 20% superior a tensão nominal.

As médias das tensões eficazes  $U_{RS}$ ,  $U_{RT}$  e  $U_{ST}$  versus as correntes de excitação medidas durante o ensaio são dispostas graficamente conforme curva 1 da Figura 37. Normalmente, devido à tensão residual elevada a curva de saturação em vazio medida começa acima da origem, sendo então necessária a correção das correntes de excitação medidas.

O fator de correção é obtido prolongando-se a parte linear da curva medida até o eixo das abscissas. O comprimento do ponto de intercessão até a origem é o valor que deve ser somado as correntes de excitação medidas. A curva 2 da Figura 37 ilustra a curva de saturação em vazio corrigida.

Através da extrapolação da parte linear da curva corrigida é obtida a curva da linha do entreferro conforme curva 3 da Figura 37.

Figura 39 - Esquema de ligação da máquina síncrona no ensaio de saturação a vazio.



#### 4.1.2 Ensaio de curto-circuito trifásico permanente

No ensaio de curto-circuito trifásico permanente, a máquina é conectada conforme esquema de ligação apresentado na Figura 40, e é acionada como gerador por meio de um motor, ajustando-se a rotação nominal da máquina ensaiada.

Após ajustado a rotação nominal, é aplicada uma tensão contínua aos terminais do estator da excitatriz, denominada de tensão de excitação. A tensão de excitação é aumentada até se atingir uma corrente de curto-circuito de valor 20% superior a corrente nominal, e então são realizadas simultaneamente as seguintes medições:

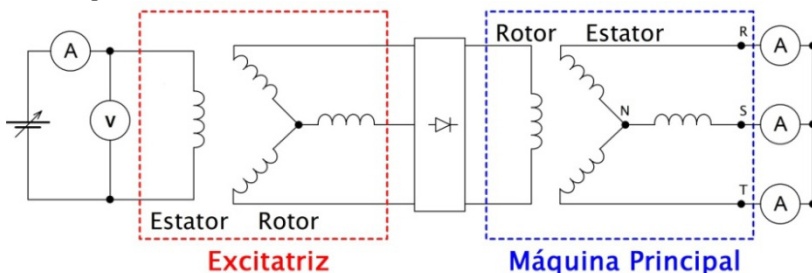
- Tensão de excitação ( $U_{ex}$ );
- Corrente de excitação ( $I_{ex}$ );
- Corrente eficaz na fase R ( $I_R$ );
- Corrente eficaz na fase S ( $I_S$ ); e
- Corrente eficaz na fase T ( $I_T$ ).

A tensão de excitação é reduzida gradualmente a fim de se variar a corrente de curto-circuito do gerador do valor de 20% superior a corrente nominal até a corrente de curto sem excitação. Em pontos distribuídos uniformemente, normalmente a cada variação de 10% da corrente de curto-circuito, são realizadas as mesmas medições que foram realizadas para a condição de corrente 20% superior a corrente nominal.

As médias das correntes eficazes  $I_R$ ,  $I_S$  e  $I_T$  versus as correntes de excitação medidas durante o ensaio são dispostas graficamente

conforme curva 1 da Figura 38. Normalmente, assim como na curva de saturação a vazio, a curva de curto-circuito trifásico permanente medida começa acima da origem, sendo então necessária a correção das correntes de excitação. A curva 2 da Figura 38 ilustra a curva de curto-circuito trifásico permanente corrigida.

Figura 40 - Esquema de ligação da máquina síncrona no ensaio de curto-circuito trifásico permanente.



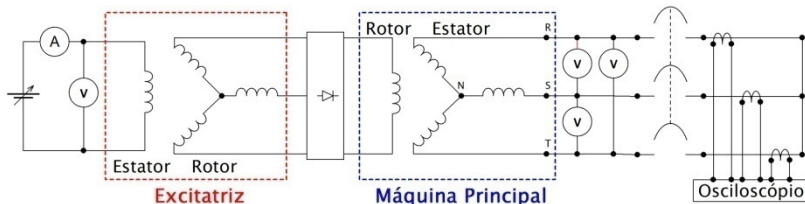
## 4.2 DETERMINAÇÃO DA REATÂNCIA TRANSITÓRIA DE EIXO DIRETO

A reatância transitória de eixo direto é obtida a partir do ensaio de curto-circuito trifásico instantâneo conforme apresentado abaixo.

### 4.2.1 Ensaio de curto-circuito trifásico instantâneo

No ensaio de curto-circuito trifásico instantâneo a máquina é conectada conforme esquema de ligação apresentado na Figura 41, e é acionada como gerador por meio de um motor ajustando-se a rotação nominal da máquina ensaiada.

Figura 41 - Esquema de ligação da máquina síncrona no ensaio de curto-circuito trifásico instantâneo.



Após ajustado a rotação nominal e com os terminais R, S e T do estator abertos, é aplicado aos terminais do estator da excitatriz tensão de excitação, aumentando o seu valor até atingir-se uma tensão de linha nos terminais do estator da máquina principal de 30% da tensão nominal, que corresponde ao estado não saturado da máquina, para evitar danos aos acoplamentos e ao eixo. Em seguida é realizado simultaneamente as seguintes medições:

- Tensão eficaz de linha entre as fases R e S antes do curto-circuito ( $U_{RS0}$ );
- Tensão eficaz de linha entre as fases R e T antes do curto-circuito ( $U_{RT0}$ ); e
- Tensão eficaz de linha entre as fases S e T antes do curto-circuito ( $U_{ST0}$ ).

As três fases do estator são então curto-circuitadas através de um disjuntor, e após o regime transitório são medidas as correntes eficazes permanente das três fases:

- Corrente eficaz permanente na fase R ( $I_{ccR\infty}$ );
- Corrente eficaz permanente na fase S ( $I_{ccS\infty}$ ); e
- Corrente eficaz permanente na fase T ( $I_{ccT\infty}$ ).

Durante todo o ensaio são oscilo-grafadas as correntes das fases R, S e T. A Figura 42 apresenta a curva oscilo-grafada da fase T da Máquina 1, fabricada com o rotor convencional (enrolamento amortecedor distribuído uniformemente no rotor). A Figura 43 apresenta a curva oscilo-grafada da fase T da Máquina 2, fabricada com o rotor da nova topologia (enrolamento amortecedor distribuído somente sobre os polos do rotor).

Figura 42- Corrente da fase T da Máquina 1 durante o ensaio de curto-circuito instantâneo.

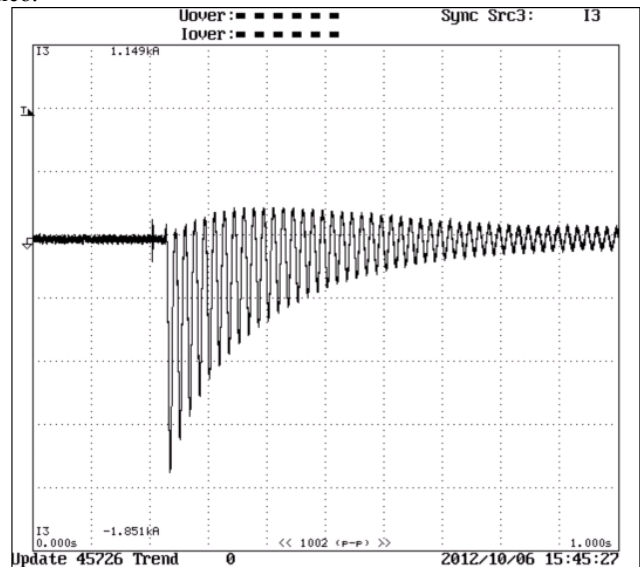
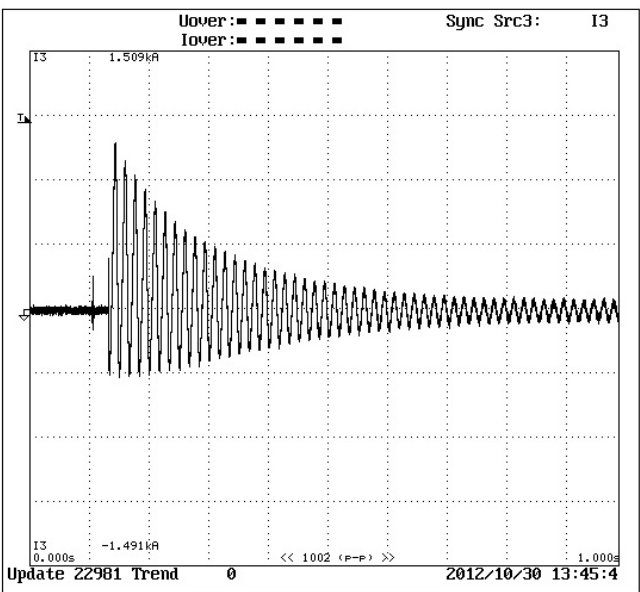


Figura 43 – Corrente da fase T da Máquina 2 durante o ensaio de curto-circuito instantâneo.



Finalizado o ensaio, para calcular a reatância  $X'_d$  é necessário determinar o valor inicial da componente transitória da corrente de curto-circuito ( $I'_{k0}$ ) de cada fase. A seguir é apresentado o procedimento para se determinar o valor de  $I'_{k0}$  [10]:

1. Determinar os picos máximos e mínimos da forma de onda oscilo-grafada.
2. Traçar as envoltórias, superior e inferior, da curva de curto-circuito.
3. Utilizando uma interpolação polinomial de elevado grau, determinar as equações em função do tempo da envoltória superior  $I_{es}(t)$  e da envoltória inferior  $I_{ei}(t)$  da curva de curto-circuito.
4. Determinar a curva de variação da componente simétrica eficaz  $I_{cc}(t)$  a partir de:

$$I_{cc}(t) = \frac{[I_{es}(t) - I_{ei}(t)] \cdot I_{cc\infty}}{I_{pp\infty}}. \quad (77)$$

Onde:

$I_{cc\infty}$ : corrente de curto-circuito eficaz permanente; e

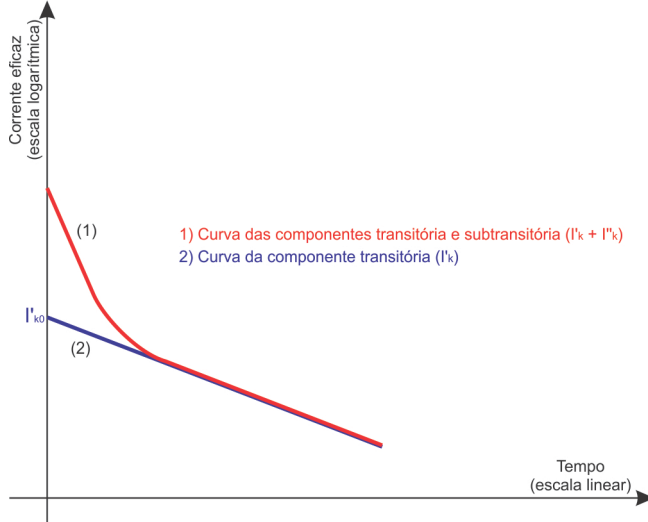
$I_{pp\infty}$ : valor pico a pico da corrente em regime permanente.

5. Subtrair da curva de variação da componente simétrica eficaz  $I_{cc}(t)$  a corrente de curto-circuito eficaz permanente ( $I_{cc\infty}$ ). A curva resultante dessa subtração representa a soma das componentes transitória ( $I'_k$ ) e subtransitória ( $I''_k$ ). Essa curva é disposta graficamente utilizando-se escala logarítmica no eixo da corrente, conforme ilustrado na Figura 44.
6. Extrapolar a parte reta da curva  $I'_k + I''_k$  até o eixo das ordenadas (tempo zero). O ponto de interseção da curva com o eixo das ordenadas corresponde ao valor inicial da componente transitória da corrente de curto-circuito ( $I'_{k0}$ ).

O procedimento descrito acima é executado para todas as curvas oscilo-grafadas, fase R, fase S e fase T, obtendo-se assim o valor inicial da componente transitória da corrente de curto-circuito de cada fase:

- Valor inicial da componente transitória da corrente de curto-circuito da fase R ( $I'_{k0R}$ );
- Valor inicial da componente transitória da corrente de curto-circuito da fase S ( $I'_{k0S}$ );
- Valor inicial da componente transitória da corrente de curto-circuito da fase T ( $I'_{k0T}$ ).

Figura 44 - Curva das componentes transitória e subtransitória ( $I'_k + I''_k$ ) e curva da componente transitória ( $I'_k$ ) da corrente de curto-circuito.



Com os valores iniciais das componentes transitórias obtidas a partir dos gráficos, e das tensões e correntes medidas durante o ensaio, a reatância  $X'_d$  é obtida a partir de:

$$X'_d = \frac{U_0}{\sqrt{3}(I_{cc\infty} + I'_{k0})}. \quad (78)$$

Com:

$$U_0 = \frac{U_{RS0} + U_{RT0} + U_{ST0}}{3}. \quad (79)$$

$$I_{cc\infty} = \frac{I_{ccR\infty} + I_{ccS\infty} + I_{ccT\infty}}{3}. \quad (80)$$

$$I'_{k0} = \frac{I'_{k0R} + I'_{k0S} + I'_{k0T}}{3}. \quad (81)$$

Onde:

$U_0$ : média das tensões eficazes de linha  $U_{RS0}$ ,  $U_{RT0}$  e  $U_{ST0}$  antes do curto-circuito;

$I_{cc\infty}$ : média das correntes eficazes permanente  $I_{ccR\infty}$ ,  $I_{ccS\infty}$  e  $I_{ccT\infty}$ ;

$I'_{k0}$ : média dos valores iniciais das componentes transitórias das correntes de curto-circuito  $I'_{k0R}$ ,  $I'_{k0S}$  e  $I'_{k0T}$ .

#### 4.3 DETERMINAÇÃO DA REATÂNCIA SUBTRANSITÓRIA DE EIXO DIRETO

A reatância subtransitória de eixo direto pode ser obtida a partir do ensaio de curto-circuito trifásico instantâneo ou a partir do ensaio de aplicação de tensão com o rotor posicionado no eixo direto. Nesse trabalho, com o objetivo de verificar as diferenças entre os resultados, a reatância  $X''_d$  foi obtida a partir dos dois ensaios, conforme apresentado abaixo.

##### 4.3.1 Ensaio de curto-circuito trifásico instantâneo

Para calcular a reatância  $X''_d$  a partir do ensaio de curto-circuito trifásico instantâneo, executado conforme apresentado em 4.2.1, é necessário também determinar o valor inicial da componente subtransitória da corrente de curto-circuito ( $I''_{k0}$ ) de cada fase conforme procedimento apresentado abaixo:

1. Determinar a curva da componente subtransitória  $I''_k$  através da diferença entre a curva  $I'_k + I''_k$  e a reta  $I'_k$  apresentadas na Figura 44.
2. Extrapolar a curva  $I''_k$  até o eixo das ordenadas (tempo zero), conforme ilustrado na Figura 45. O ponto de interseção da curva com o eixo das ordenadas corresponde ao valor inicial da componente subtransitória da corrente de curto-circuito ( $I''_{k0}$ ).

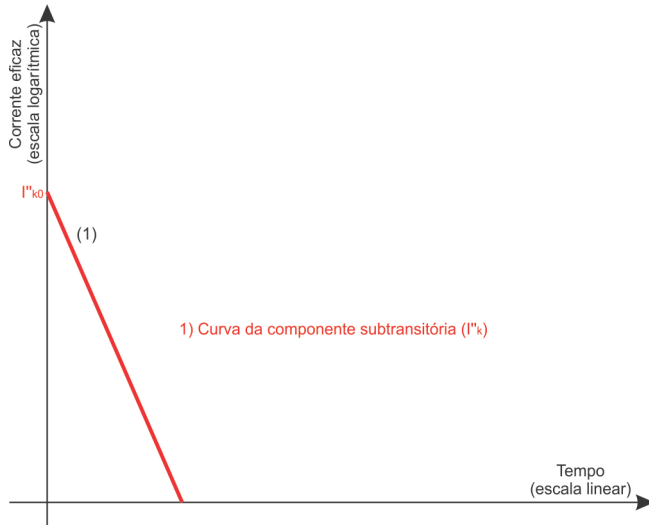
O procedimento descrito acima é executado para a fase R, fase S e fase T, obtendo-se assim o valor inicial da componente subtransitória da corrente de curto-circuito de cada fase:

- Valor inicial da componente subtransitória da corrente de curto-circuito da fase R ( $I''_{k0R}$ );



- Valor inicial da componente subtransitória da corrente de curto-circuito da fase S ( $I''_{k0S}$ );
- Valor inicial da componente subtransitória da corrente de curto-circuito da fase T ( $I''_{k0T}$ ).

Figura 45- Curva da componente subtransitória ( $I''_k$ ) da corrente de curto-circuito.



Com os valores iniciais das componentes subtransitórias obtidas a partir dos gráficos  $I''_k$ , com as tensões e correntes medidas durante o ensaio de curto-circuito instantâneo, e com os valores iniciais das componentes transitórias obtidas a partir dos gráficos  $I'_k + I''_k$ , conforme apresentado em 4.2.1, pode-se então obter a reatância  $X''_d$  a partir de:

$$X''_d = \frac{U_0}{\sqrt{3}(I_{cc\infty} + I'_{k0} + I''_{k0})}. \quad (82)$$

Onde:

$U_0$ : média das tensões eficazes de linha  $U_{RS0}$ ,  $U_{RT0}$  e  $U_{ST0}$  antes do curto-circuito, calculada conforme expressão (79);

$I_{cc\infty}$ : média das correntes eficazes permanente  $I_{ccR\infty}$ ,  $I_{ccS\infty}$  e  $I_{ccT\infty}$ , determinada a partir da equação (80);

$I'_{k0}$ : média dos valores iniciais das componentes transitórias das correntes de curto-circuito  $I'_{k0R}$ ,  $I'_{k0S}$  e  $I'_{k0T}$ , obtida por meio da equação (81);

$I''_{k0}$ : média dos valores iniciais das componentes subtransitórias das correntes de curto-circuito  $I''_{k0R}$ ,  $I''_{k0S}$  e  $I''_{k0T}$ .

Com:

$$I''_{k0} = \frac{I''_{k0R} + I''_{k0S} + I''_{k0T}}{3}. \quad (83)$$

#### 4.3.2 Ensaio de aplicação de tensão com rotor posicionado no eixo direto

No ensaio de aplicação de tensão com rotor posicionado o enrolamento do campo da máquina principal é curto-circuitado e desconectado da ponte retificadora e da excitatriz. A Figura 46 ilustra o esquema de ligação da máquina no ensaio.

É aplicada a duas fases quaisquer do estator uma tensão alternada, aumentando-se a tensão até a corrente atingir 10% da corrente nominal da máquina. Monitorando-se a corrente no enrolamento do campo, o eixo da máquina é girado, a posição do rotor onde a corrente do campo for máxima corresponde ao eixo direto fixando-se, em seguida, o eixo da máquina nessa posição.

Após identificar e fixar a posição do rotor no eixo direto são realizadas simultaneamente as seguintes medições:

- Tensão eficaz aplicada (U);
- Corrente eficaz do estator (I); e
- Potência absorvida (P).

A tensão aplicada a duas fases do estator é aumentada gradualmente, a fim de se variar a corrente até no máximo 50% da corrente nominal, para não haver riscos de dano no rotor da máquina. Em pontos distribuídos uniformemente, normalmente a cada variação de 10% da corrente, são realizadas as mesmas medições que foram realizadas para a condição inicial de 10% da corrente nominal, e calculada a reatância subtransitória de eixo direto a partir de:

$$X''_d = \sqrt{Z_d''^2 - R_d''^2}. \quad (84)$$

Com,

$$Z_d'' = \frac{U}{2I} . \quad (85)$$

$$R_d'' = \frac{P}{2I^2} . \quad (86)$$

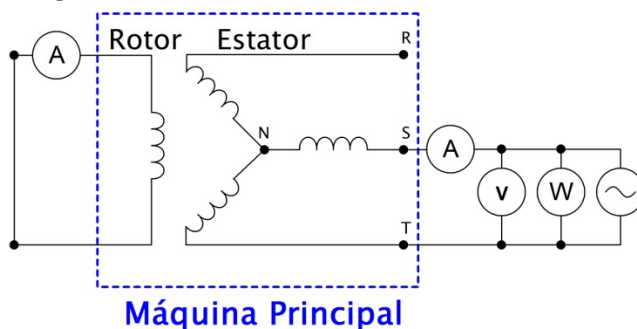
Onde:

$Z_d''$ : impedância subtransitória de eixo direto;

$R_d''$ : resistência subtransitória de eixo direto.

Plota-se as reatâncias subtransitórias de eixo direto calculadas versus a corrente do estator e então se extrapola a reatância para 100% da corrente nominal.

Figura 46- Esquema de ligação da máquina síncrona no ensaio de aplicação de tensão com rotor posicionado.



#### 4.4 DETERMINAÇÃO DA REATÂNCIA SUBTRANSITÓRIA DE EIXO EM QUADRATURA

A reatância subtransitória de eixo em quadratura é obtida a partir do ensaio de aplicação de tensão com o rotor posicionado no eixo em quadratura conforme apresentado a seguir.

##### 4.4.1 Ensaio de aplicação de tensão com rotor posicionado no eixo em quadratura

O ensaio de aplicação de tensão com rotor posicionado no eixo em quadratura é realizado da mesma forma que o ensaio de aplicação de tensão com rotor posicionado no eixo direto. Entretanto, o eixo da

máquina é fixado na posição do rotor onde a corrente de campo for mínima, que corresponde ao eixo em quadratura.

Após identificar e fixar a posição do rotor no eixo em quadratura é realizado simultaneamente as mesmas medições do ensaio no eixo direto:

- Tensão eficaz aplicada (U);
- Corrente eficaz do estator (I); e
- Potência absorvida (P).

A reatância subtransitória de eixo em quadratura é calculada para os diversos pontos medidos, distribuídos uniformemente assim como no ensaio no eixo direto, a partir de:

$$X_q'' = \sqrt{Z_q''^2 - R_q''^2} . \quad (87)$$

Com,

$$Z_q'' = \frac{U}{I} . \quad (88)$$

$$R_q'' = \frac{P}{I^2} . \quad (89)$$

Onde:

$Z_q''$ : impedância subtransitória de eixo em quadratura;

$R_q''$ : resistência subtransitória de eixo em quadratura.

Plota-se as reatâncias subtransitórias de eixo em quadratura calculadas versus a corrente do estator e então se extrapola a reatância para 100% da corrente nominal.

## 5 APRESENTAÇÃO DOS RESULTADOS

Com o objetivo de validar a metodologia empregada no cálculo analítico das reatâncias e verificar a sua aplicabilidade em uma situação real, os resultados dos cálculos são comparados com dados obtidos a partir de ensaios.

Os resultados obtidos a partir do cálculo analítico, de uma maneira geral, necessitam ser menores que a tolerância de 15% prevista na norma técnica internacional [11], que especifica os requisitos dos geradores síncronos acionados por turbinas térmicas, para que tais resultados possam ser usados nas análises do comportamento das máquinas nas condições mais críticas de operação.

As Tabelas 1 e 2 apresentam os resultados obtidos a partir dos cálculos analíticos de dois geradores síncronos de potência de 7500 kVA, tensão de 13800 V, frequência de 60 Hz, fator de potência 0,8, 4 polos, com geometria e dados de bobinagem diferentes, denominados de Máquina 1 e Máquina 2. A Máquina 1 possui um rotor de polos lisos com o enrolamento amortecedor distribuído ao longo de toda a periferia do mesmo (Figura 1), enquanto que a Máquina 2 possui um rotor de polos lisos com o enrolamento amortecedor distribuído somente sobre os polos (Figura 2).

Analizando-se os circuitos equivalentes das máquinas síncronas de polos lisos apresentados no item 3.9 e os resultados dos cálculos analíticos apresentados nas Tabelas 1 e 2, pode-se verificar que no cálculo da reatância síncrona de eixo direto ( $X_d$ ), a reatância de reação de armadura ( $X_a$ ) está em série com a reatância de dispersão do estator ( $X_{os}$ ), e apresenta um valor significativamente maior. Dessa forma, as aproximações e as simplificações do cálculo analítico da reatância de reação da armadura são mais significativas que as da reatância de dispersão do estator.

Nos cálculos das demais reatâncias, transitória de eixo direto ( $X'_d$ ), subtransitória de eixo direto ( $X''_d$ ), subtransitória de eixo em quadratura ( $X'_q$ ), a reatância de reação de armadura ( $X_a$ ) está em paralelo com as reatâncias de dispersão, e por apresentar um valor significativamente maior que as reatâncias de dispersão do enrolamento do campo ( $X'_{\sigma f}$ ) e do enrolamento amortecedor de eixo em quadratura ( $X'_{\sigma 3q}$ ) referidas ao estator, as aproximações e simplificações dos cálculos analíticos das reatâncias de dispersão são mais significativas.

Os resultados apresentados nas Tabelas estão em (%), sendo que o valor de referência (base) é 25,39 Ohms, reatância base calculada com os dados nominais da máquina (7500 kVA, 13800 V).

Tabela 1 - Resultados dos cálculos analíticos da Máquina 1.

Reatância	Cálculo analítico (%)
$X_a$	244,9
$X_{\sigma s}$	9,1
$X'_{\sigma f}$	14,9
$X'_{\sigma 3d}$	14,4
$X'_{\sigma 3q}$	14,4
$X_d$	254,0
$X'_d$	23,2
$X''_d$	16,2
$X'_q$	22,7

Tabela 2 - Resultados dos cálculos analíticos da Máquina 2.

Reatância	Cálculo analítico (%)
$X_a$	179,1
$X_{\sigma s}$	8,4
$X'_{\sigma f}$	14,9
$X'_{\sigma 3d}$	264,2
$X'_{\sigma 3q}$	27,3
$X_d$	187,5
$X'_d$	22,2
$X''_d$	21,5
$X'''_q$	32,1

Comparando-se os resultados das Tabelas 1 e 2, nota-se que a na Máquina 1 as reatâncias de dispersão do enrolamento amortecedor de eixo direto ( $X'_{\sigma 3d}$ ) e eixo em quadratura ( $X'_{\sigma 3q}$ ) referidas ao estator são iguais, enquanto que na Máquina 2 a reatância de dispersão do enrolamento amortecedor de eixo direto referida ao estator ( $X'_{\sigma 3d}$ ) é muito superior a reatância de dispersão do enrolamento amortecedor de eixo em quadratura referida ao estator ( $X'_{\sigma 3q}$ ). Essa diferença se deve à distribuição das barras do enrolamento amortecedor, distribuído ao longo de toda a periferia do rotor na Máquina 1 e somente sobre os polos do rotor na Máquina 2. Na Máquina 2 a reatância de dispersão do enrolamento amortecedor de eixo direto referida ao estator ( $X'_{\sigma 3d}$ ) é

muito maior que na Máquina 1 devido à redução do número de barras do enrolamento amortecedor.

Para confirmação dos resultados calculados, faz-se necessária a comparação destes com dados reais, obtidos a partir de ensaios. Para tal foram fabricados e ensaiados dois geradores síncronos, um conforme a Máquina 1, e outro conforme a Máquina 2.

Os resultados experimentais foram obtidos a partir dos ensaios de saturação em vazio, curto-circuito trifásico permanente, curto-circuito trifásico instantâneo, aplicação de tensão com rotor posicionado no eixo direto, e aplicação de tensão com rotor posicionado no eixo em quadratura, conforme procedimentos apresentados no capítulo 4. As Tabelas 3 e 4 apresentam os resultados obtidos a partir dos ensaios da Máquina 1 e da Máquina 2, respectivamente.

Tabela 3 - Resultados experimentais da Máquina 1.

Reatância	Método de ensaio	Ensaio (%)
$X_d$	Saturação a vazio + Curto-circuito permanente	254,2
$X'_d$	Curto-circuito instantâneo	23,3
$X''_d$	Curto-circuito instantâneo	15,63
	Aplicação de tensão - Rotor posicionado no eixo direto	15,60
$X''_q$	Aplicação de tensão - Rotor posicionado no eixo em quadratura	19,6

Tabela 4 - Resultados experimentais da Máquina 2.

Reatância	Método de ensaio	Ensaio (%)
$X_d$	Saturação a vazio + Curto-circuito permanente	211,2
$X'_d$	Curto-circuito instantâneo	21,6
$X''_d$	Curto-circuito instantâneo	19,1
	Aplicação de tensão - Rotor posicionado no eixo direto	19,8
$X''_q$	Aplicação de tensão - Rotor posicionado no eixo em quadratura	29,5

Comparando-se os dados apresentados nas Tabelas 3 e 4, pode-se observar que a relação entre as reatâncias subtransitórias de eixo em quadratura e de eixo direto ( $X''_q/X''_d$ ), denominada de saliência subtransitória, é mais acentuada na Máquina 2, onde o enrolamento amortecedor foi distribuído somente nos polos. De acordo com Stone e Kilgore [31], a diferença entre as reatâncias subtransitórias de eixo

direto e eixo em quadratura ( $X_q'' - X_d''$ ) aumenta o valor de pico dos torques elétricos de curto-circuito.

As Tabelas 5 e 6 mostram a comparação entre os resultados experimentais e os resultados obtidos através dos cálculos analíticos da Máquina 1 e da Máquina 2, respectivamente.

Tabela 5- Comparação dos resultados calculados e experimentais da Máquina 1.

Reatância	Método de ensaio	Ensaio (%)	Calculo analítico (%)	Erro (%)
$X_d$	Saturação a vazio + Curto-circuito permanente	254,2	254,0	-0,08
$X_d'$	Curto-circuito instantâneo	23,3	23,2	-0,43
$X_d''$	Curto-circuito instantâneo	15,63	16,2	3,8
	Aplicação de tensão - Rotor posicionado no eixo direto	15,60		4,1
$X_q''$	Aplicação de tensão - Rotor posicionado no eixo em quadratura	19,6	22,7	15,8

Tabela 6- Comparação dos resultados calculados e experimentais da Máquina 2.

Reatância	Método de ensaio	Ensaio (%)	Calculo analítico (%)	Erro (%)
$X_d$	Saturação a vazio + Curto-circuito permanente	211,2	187,5	-11,2
$X_d'$	Curto-circuito instantâneo	21,6	22,2	2,8
$X_d''$	Curto-circuito instantâneo	19,1	21,5	12,6
	Aplicação de tensão - Rotor posicionado no eixo direto	19,8		8,3
$X_q''$	Aplicação de tensão - Rotor posicionado no eixo em quadratura	29,5	32,1	8,8

Comparando-se os resultados apresentados nas Tabelas 5 e 6, pode-se averiguar que com exceção da reatância síncrona de eixo direto ( $X_d$ ) da Máquina 2, as diferenças entre os resultados experimentais e os resultados dos cálculos analíticos foram mais expressivas nas reatâncias subtransitórias do que na reatância transitória e na reatância síncrona, onde existe uma maior dependência das reatâncias de dispersão dos enrolamentos.

Analisando-se os dados apresentados nas Tabelas 5 e 6, pode-se verificar também que os resultados do cálculo analítico têm boa concordância com os resultados obtidos a partir dos ensaios. Os resultados obtidos a partir do cálculo analítico foram bastante satisfatórios, visto que as diferenças encontradas se comparada com os resultados experimentais, de uma maneira geral, foram menores que a tolerância de 15%.



## 6 CONCLUSÃO

Os cálculos analíticos das reatâncias dos geradores síncronos propiciam uma melhor compreensão da influência da geometria e dos dados de bobinagem da máquina sobre as mesmas, sendo fundamentais em suas análises e durante a fase de concepção da mesma.

O trabalho apresentado nessa dissertação teve como objetivo principal determinar por meio de cálculos analíticos, e com satisfatória precisão, as reatâncias de duas topologias de máquinas síncronas de polos lisos (Figuras 1 e 2) utilizadas na indústria atualmente. Tendo como foco a nova topologia, onde o enrolamento amortecedor é distribuído somente sobre os polos do rotor, identificando e comparando as diferenças com a topologia convencional, onde o enrolamento amortecedor é distribuído ao longo de toda periferia do rotor.

Foram investigadas as reatâncias, síncrona de eixo direto ( $X_d$ ), transitória de eixo direto ( $X'_d$ ), subtransitória de eixo direto ( $X''_d$ ), e subtransitória de eixo em quadratura ( $X''_q$ ), das duas topologias de máquinas síncronas de polos lisos laminados. Reatâncias essas essenciais nas análises do comportamento das máquinas em suas condições mais críticas de operação, como em casos de curto-circuitos, entradas e retiradas súbitas de carga.

Para avaliação da metodologia empregada nos cálculos analíticos, foram fabricados e ensaiados dois geradores síncronos de potência de 7500 kVA, tensão de 13800 V, frequência de 60 Hz, fator de potência 0,8, 4 polos, tendo cada gerador uma configuração diferente de rotor, e geometria e dados de bobinagem diferentes. Os resultados calculados foram então comparados com os resultados experimentais, obtidos a partir de ensaios conforme procedimentos apresentados no capítulo 4, para validação dos cálculos analíticos.

Devido a distribuição das barras de amortecimento somente sobre os polos do rotor, a Máquina 2 apresentou uma diferença entre as reatâncias subtransitórias de eixo direto e eixo em quadratura ( $X''_q - X''_d$ ) mais elevada que na Máquina 1, caracterizando uma desvantagem dessa nova topologia, pois o aumento dessa relação implica em valores de pico dos torques elétricos de curto-circuito mais elevados, sendo necessários componentes mecânicos de maior robustez, resultando em uma solução mais cara.

Embora a Máquina 2 permita uma redução de custos no processo de fabricação devido ao menor número de barras, essa redução de

custos, menor que 1% do custo total da máquina, não se mostrou representativa.

Os resultados obtidos a partir dos cálculos analíticos foram bastante satisfatórios, visto que as diferenças encontradas se comparadas com os resultados experimentais, de uma maneira geral, foram menores que a tolerância de 15% prevista na norma técnica internacional [11], que especifica os requisitos dos geradores síncronos acionados por turbinas térmicas, confirmando a validade da metodologia empregada.

Com o objetivo de aprofundar e dar continuidade ao trabalho apresentado nessa dissertação são apresentadas algumas sugestões para trabalhos futuros:

- Determinação das reatâncias não saturadas de máquinas síncronas de polos salientes;
- Cálculo das reatâncias de dispersão utilizando o método de elementos finitos;
- Estudo da influência da saturação nas reatâncias de dispersão;
- Determinação das reatâncias saturadas de máquinas síncronas de polos lisos;
- Determinação das reatâncias saturadas de máquinas síncronas de polos salientes;
- Estudo da influência das reatâncias nas correntes de curto-circuito de um gerador síncrono;
- Estudo da influência das reatâncias nos torques de curto-circuito de um gerador síncrono;
- Análise dinâmica das duas topologias de máquinas síncronas de polos lisos laminados, enrolamento amortecedor distribuído ao longo de toda a periferia do rotor e enrolamento amortecedor distribuído somente sobre os polos do rotor.

## REFERÊNCIAS

- [1] ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, “*NBR 5052: Máquina Síncrona - Ensaios*”, 1984.
- [2] BOLDEA, I., “*The Electric Generators Handbook - Synchronous Generators*”, CRC Taylor & Francis Group LLC, 2006.
- [3] BOLDEA, I. e NASAR, S. A., “*The Induction Machine Handbook*”, CRC Press LLC, 2002.
- [4] CARVALHO, E. S., “*Projeto e otimização de um gerador síncrono de polos lisos*”, Dissertação, Universidade Federal de Santa Catarina, Brasil, 2011.
- [5] CHAPMAN, S. J., “*Electric Machinery Fundamentals*”, 4ª Edição, McGraw Hill - Higher Education, New York, 2005.
- [6] CHIVER, O.; NEAMT, L.; HORGOS, M. e ERDEI, Z., “*Study of salient poles synchronous generator by finite elements analysis*”, em 12<sup>th</sup> International Conference on Environment and Electrical Engineering (IEEEIC), pp. 450-454, 2013.
- [7] FITZGERALD, A. E.; KINGSLEY, J. e KUSKO, A., tradução: NEVES, J., “*Máquinas Elétricas - Conversão Eletromecânica de Energia, Processos, Dispositivos e Sistemas*”, McGraw - Hill, 1975.
- [8] GIERAS, J. F.; SANTINI, E. e WING, M., “*Calculation of synchronous reactances of small permanent-magnet alternating-current motors: comparison of analytical approach and finite element method with measurements*”, em *IEEE Trans. on Mag.*, vol. 34, n. 5, pp. 3712-3720, 1998.
- [9] HELMER, R.; DUCK, P. e PONICK, B., “*Determination of transient reactances of salient pole synchronous machines with analytical and numerical methods*,” em International Symposium on Power Electronics Electrical Drives Automation and Motion (SPEEDAM), pp. 1587-1590, 14-16 June 2010.

- [10] INSTITUTE OF ELECTRICAL AND ELECTRONICS ENGINEERS, “*IEEE Std 115: IEEE Guide for Test Procedures for Synchronous Machines*”, IEEE Power & Energy Society, 2010.
- [11] INTERNATIONAL ELECTROTECHNICAL COMMISSION, “*IEC 60034-3: Rotating electrical machines - Part 3: Specific requirements for synchronous generators driven by steam turbines or combustion gas turbines*”, 6<sup>a</sup> Edição, 2007.
- [12] INTERNATIONAL ELECTROTECHNICAL COMMISSION, “*IEC 60034-4: Rotating electrical machines - Part 4: Methods for determining synchronous machine quantities from tests*”, 3<sup>a</sup> Edição, 2008.
- [13] JAIN, G. C., “*Design, Operation and Testing of Synchronous Machines*”, Asia Publishing House, 1966.
- [14] JORDÃO, R. G., “*Máquinas Síncronas*”, Livros Técnicos e Científicos Editora S.A., Rio de Janeiro, 1980.
- [15] KAWAKABANI, B.; NICOLET, C. e SCHWERY, A., “*Modeling and control of large salient-pole synchronous hydro generators and stability issues in isolated production mode*”, em IEEE Workshop on Electrical Machines Design Control and Diagnosis (WEMDCD), pp. 148-157, 2013.
- [16] KHALF, M. A.; WAMKEUE, R. e AGUGLIA, D., “*Finite element approach for performances prediction of a small synchronous generator using ANSYS software*”, em 25<sup>th</sup> IEEE Canadian Conference on Electrical & Computer Engineering (CCECE), pp. 1-4, 2012.
- [17] KILGORE, L. A., “*Calculation of synchronous machine constants - reactances and time constants affecting transient characteristics*,” em Transactions of the American Institute of Electrical Engineers, vol. 50, issue 4, pp. 1201-1213, Dez. 1931.
- [18] KIRSCHBAUM, H.S., “*Transient electrical torques of turbine generators during short circuits and synchronizing*”, Electrical Engineering, vol. 64, pp. 65-70, 1945.

- [19] KOSTENKO, M. e PIOTROVSKY, L., “*Electrical Machines in Two Parts*”, vol. 2, 3<sup>a</sup> Edição, Mir Publishers, Moscow, 1977.
- [20] KRAUSE, P. C.; WASYNCZUK, O. e SUDHOFF, S.D., “*Analysis of Electric Machines*”, IEEE Press, New York, 1994.
- [21] LIN, D.; ZHOU, P., HE, B. e LAMBERT, N., “*Steady-state and transient parameter computation for wound field synchronous machines*”, em XX<sup>th</sup> International Conference on Electrical machines (ICEM), pp. 2873-2878, 2012.
- [22] LIWSCHITZ, M., “*Calcolo e Determinazione delle Dimensioni delle Macchine Elettriche*”, Ulrico Hoepli Milano, 1952.
- [23] MARTIN, J. C., “*Calculo Industrial de Máquinas Electricas*”, Vol. 2, Publicaciones Reunidas S.A., Barcelona, 1976.
- [24] MÜLLER, G. e VOGT, K., “*Berechnung Elektrischer Maschinen*”, VCH Verlagsgesellschaft mbH, 1996.
- [25] OLIVEIRA, R. R.; ROCHA, C. A. L.; DELAIBA, A. C.; OLIVEIRA, J. C. E BELCHIOR, F.N., “*Three-phase synchronous generators performance with unbalanced and non-linear loading-analytical and experimental analysis*”, em IEEE International Symposium on Industrial Electronics, vol. 3, pp. 1744-1749, 2006.
- [26] PYRHÖNEN, J.; JOKINEN, T. e HRABOVCOVÁ, V., “*Design of Rotating Electrical Machines*”, John Wiley & Sons Ltd, 2008.
- [27] SARMA, M. S., “*Synchronous Machines*”, Gordon and Breach Science Publishers, New York, 1979.
- [28] SCHLEMMER, E., “*Damping of synchronous machines - analytical estimations versus finite element results*”, em International Conference on Clean Electrical Power, pp. 751-754, 2009.
- [29] SEQUENZ, H., “*Elektrische Maschinen*”, Springer-Verlag, New York, 1971.

- [30] SPUNEI, E. e PIROI, I., “*Comparative analysis between stationary and dynamic parameters of synchronous generator, with the main variable of the air gap magnetic induction*”, em International Conference on Applied and Theoretical Electricity (ICATE), pp. 1-4, 2012.
- [31] STONE, M. e KILGORE, L. A., “*Transient torques in Synchronous Machines*”, em Transactions of the American Institute of Electrical Engineers, vol. 52, issue 4, pp. 945-952, 1933.
- [32] WALTON, A., “*Characteristics of equivalent circuits of synchronous machines*”, em IEE Proceedings-Electric Power Applications, vol. 143, issue 1, pp. 31-40, 1996.